

# EFFECTO DEL ACOPLAMIENTO MUTUO EN LOS RELÉS DE DISTANCIA DE LÍNEAS DE TRANSMISIÓN

Antonio Fonseca

Compañía Nacional de Transmisión Eléctrica, TRANSELECTRIC S.A.

## RESUMEN

En este documento, se plantea el modelamiento geométrico de las líneas aéreas de transmisión de energía eléctrica (L/T) con la finalidad de realizar un análisis de la afectación de este modelo en los dispositivos de protección de distancia. Los acoplamientos que se presentan entre circuitos de diferentes L/T son también presentados y analizados. Adicionalmente, se plantea una revisión de las opciones disponibles en los relés numéricos para corregir este fenómeno.

**PALABRAS CLAVES.-** Acoplamiento mutuo, compensación por efecto mutuo, fallas en sistemas de potencia, líneas paralelas, relés de distancia, relés numéricos.

## 1. INTRODUCCIÓN

En líneas aéreas de transmisión de energía eléctrica (L/T) que presentan un recorrido geográfico cercano entre circuitos, pudiendo ser el caso de líneas paralelas o circuitos de diferentes líneas, se presenta el acoplamiento mutuo entre circuitos. Este acoplamiento puede ser entre fases y/o entre fase y tierra, tanto entre los conductores del circuito propio como con los conductores del circuito paralelo. Para el caso de líneas paralelas, el “efecto” de los acoplamientos entre fases puede ser disminuido mediante la transposición de las fases de los circuitos, lo cual disminuye también el efecto del acoplamiento entre fases de un circuito con las fases del circuito adyacente. Sin embargo, el efecto del acoplamiento mutuo entre fases y tierra, se encuentra presente de manera permanente.

Para condiciones balanceadas, este acoplamiento resulta intrascendente y generalmente en análisis de flujos de potencia no es considerado. Sin embargo, cuando se presentan condiciones desbalanceadas en el sistema de potencia (SEP), el efecto del acoplamiento mutuo toma trascendencia, especialmente con la presencia de fallas con contacto a tierra. Para el caso de líneas paralelas estos acoplamientos pueden modificar el alcance de las zonas de protección de los relés de distancia y generar errores en la actuación de las protecciones.

Para analizar esta afectación, se requiere el modelamiento de las L/T desde el punto de vista geométrico, y de los dispositivos de protección, con el fin de determinar si los equipos instalados operan adecuadamente ante las fallas que se presenten en el sistema bajo estudio.

## 2. CONCEPTOS BASICOS

El análisis del efecto mutuo en una L/T, se lo puede desarrollar mediante el modelo PI ampliado con la información de los acoplamientos mutuos existentes, estos parámetros pueden determinarse mediante la disposición geométrica de los conductores en la estructura de la L/T.

Por otra parte, el análisis en condiciones desbalanceadas de un SEP, se lo realiza mediante la teoría de componentes simétricas, la misma que está basada en el Teorema de Fortescue (1).

En conjunción de estos conceptos, un SEP, ante condiciones desbalanceadas, puede ser analizado mediante la determinación de la matriz de impedancias de fase  $Z_{ABC}$ , la misma que considerará los acoplamientos existentes, para posteriormente determinar la matriz de impedancias de secuencia  $Z_{012}$ , mediante la aplicación de la matriz de transformación  $T_{ABC-012}$ ; con esto es posible realizar el análisis de componentes simétricas en un SEP ante fallas.

El desarrollo que se presenta a continuación, corresponde a un sistema eléctrico general de dos niveles de tensión: 138 y 230 kV, en el que se ha utilizado las estructuras típicas de suspensión, así como conductores del SNT ecuatoriano.

### 2.1 Elementos a modelarse

#### 2.1.1 Estructuras de L/T

Los parámetros que conforman la matriz de impedancia de una L/T, pueden determinarse mediante la disposición geométrica de los conductores, basada en la estructura típica de la L/T a lo largo de su trayectoria geográfica. Generalmente la estructura típica resulta en una de tipo “suspensión”, debido a que la ruta geográfica

para una L/T es determinada procurando en lo posible tener trayectorias rectas, en donde la estructura tipo suspensión es la utilizada.

### 2.1.2 Conductores

Una L/T generalmente presenta dos tipos de conductores, uno utilizado por las tres fases para el transporte de energía eléctrica, y otro utilizado para el apantallamiento ante descargas atmosféricas, denominado guarda. Cada uno de estos conductores presenta diferentes características eléctricas y mecánicas. Los parámetros eléctricos básicos requeridos para establecer el presente análisis se los detalla en el Anexo 1.

## 2.2 Inductancias de un conductor

### 2.2.1 Inductancias propias y mutuas (2)

Las inductancias se presentan debido a los flujos magnéticos a los que un conductor es sometido, los mismos que se generan por la circulación de corriente por el conductor. El cálculo de las inductancias generalmente es dividido en dos componentes:

$$L = Li + Le [H] \quad (1)$$

Donde  $Li$  y  $Le$  son las autoinductancias del conductor debido a las concatenaciones de flujo interno y externo, respectivamente.

Considerando que  $D_s = 0.779 r$  (radio equivalente), donde  $r$  es el radio del conductor, se establece la ecuación básica de la inductancia propia por unidad de longitud de un conductor:

$$l = 2 \times 10^{-7} \ln \left( \frac{2s}{D_s} - 1 \right) H / m \quad (2)$$

Para conductores compuestos el término  $D_s$  es conocido como el Radio Medio Geométrico (RMG) del conductor. De manera similar se establece la inductancia mutua por unidad de longitud entre conductores como:

$$m = 2 \times 10^{-7} \ln \left( \frac{2s}{D_m} - 1 \right) H / m \quad (3)$$

Donde  $D_m$  es la distancia media geométrica entre conductores. Como se observa, la inductancia, por unidad de longitud, de un conductor es función de la longitud total del conductor "s", resultado que será aclarado en el siguiente punto.

### 2.2.2 Efecto del camino de retorno en las inductancias de un conductor (2)

Un conductor representa la mitad del camino de circulación de corriente hacia un sistema eléctrico, la otra

mitad representa el camino de retorno de esta corriente. Este retorno puede ser por medio de otro conductor o por medio de la tierra.

En la Fig.1. se representa un circuito básico formado por dos conductores "a" y "b", en el que "b" representa el camino de retorno.

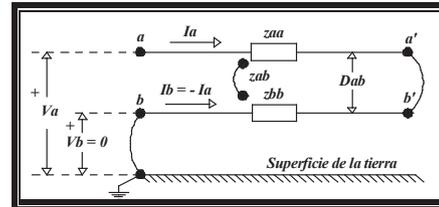


FIGURA 1: Circuito básico de dos conductores

En este circuito es posible establecer la ecuación de voltajes de la siguiente manera:

$$V_a = (z_{aa} + z_{bb} - 2z_{ab}) I_a = Z_{AA} I_a \quad (4)$$

Donde:  $Z_{AA}$  representa la impedancia total del circuito. Si se aplican las ecuaciones para la inductancia definidas en 2.2.1 se tiene que  $Z_{AA}$  se reduce a la siguiente expresión:

$$Z_{AA} = (r_a + r_b) + j\omega 2 \times 10^{-7} \ln \left( \frac{D_{ab}^2}{D_a \cdot D_b} \right) H / m \quad (5)$$

En la Ec.5. es importante señalar que la influencia de la longitud del conductor "s", se contraresta debido al camino de retorno que siempre existirá en un circuito; es decir, la inductancia "Total" de un conductor, por unidad de longitud, es independiente de la longitud del mismo.

### 2.2.3 Efecto del retorno por tierra en una L/T (2)

El modelo del retorno por tierra, desarrollado por Carson, considera un conductor aéreo "a" paralelo a tierra, el mismo que conduce una corriente  $I_a$  con un retorno a través de un conductor ficticio "b" debajo de la superficie de la tierra Fig.2. El conductor de retorno "b", se encuentra localizado a una distancia " $D_{ab}$ " bajo la línea aérea. El parámetro  $D_{ab}$  será ajustado de tal manera que la inductancia determinada sea igual a la que se obtenga mediante mediciones y pruebas realizadas.

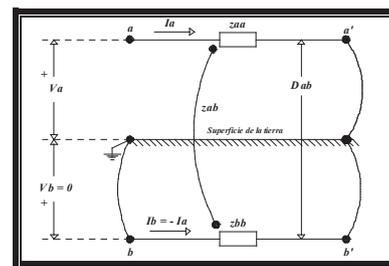


FIGURA 2: Modelo de retorno por tierra de Carson

El circuito es similar al indicado en la Fig.1., por lo que la Ec.5. representa adecuadamente la impedancia del circuito. En este modelo, la tierra se considera que tiene una resistividad uniforme y una extensión infinita. La corriente  $I_a$  se distribuye por tierra en una gran área, buscando el camino de menor resistencia para retornar a la fuente. Carson plantea que este fenómeno puede ser modelado por medio de un conductor de retorno con un RMG unitario, es decir,  $D_e=1$ , e implícitamente establece la relación  $D_e = D_{ab}^2 / D_b$ , con lo cual se puede escribir la Ec.5.:

$$Z_{AA} = (r_a + r_b) + j\omega 2 \times 10^{-7} \ln \left( \frac{D_e}{D_a} \right) H / m \quad (6)$$

Carson encontró que la resistencia de la tierra  $r_b$ , es función de la frecuencia  $f$  y estableció la siguiente fórmula empírica:

$$r_b = \pi^2 \cdot f \times 10^{-7} [\Omega / m] \quad (7)$$

Adicionalmente, Carson establece que la distancia “ $D_e$ ” es una función de la resistividad de la tierra  $\rho$  y de la frecuencia  $f$ , definida por la siguiente relación:

$$D_e = 658.368 \sqrt{\frac{\rho}{f}} [m] \quad (8)$$

El valor de resistividad de la tierra debe ser determinada mediante pruebas; si no existen datos, es una práctica común utilizar un valor de 100  $\Omega$ -m.

## 2.3 Matriz de impedancias de Fase ZABC

### 2.3.1 L/T con retorno por tierra (2)

La definición de la matriz de impedancias de fase  $Z_{ABC}$  de una L/T trifásica se desarrolla utilizando los conceptos básicos de cálculo de las inductancias de un conductor integrado con la teoría de solución de circuitos eléctricos. En la Fig.3. se indica una L/T trifásica con retorno por tierra.

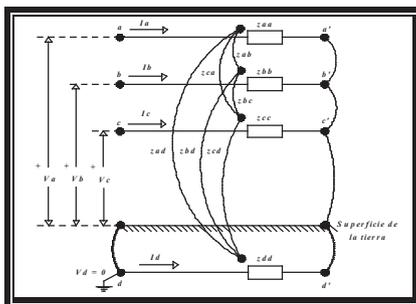


FIGURA 3: Modelo trifásico con retorno por tierra

Debido a que todos los conductores están puestos a tierra en este circuito, es posible establecer la siguiente ecuación matricial:

$$\begin{bmatrix} V_a \\ V_b \\ V_c \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z_{AA} & Z_{AB} & Z_{AC} \\ Z_{AB} & Z_{BB} & Z_{BC} \\ Z_{AC} & Z_{BC} & Z_{CC} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_a \\ I_b \\ I_c \end{bmatrix} \quad (9)$$

Donde se tienen los siguientes grupos de impedancias:

Impedancias propias: 
$$\begin{cases} Z_{AA} = z_{aa} - 2z_{ad} + z_{dd} \\ Z_{BB} = z_{bb} - 2z_{bd} + z_{dd} \\ Z_{CC} = z_{cc} - 2z_{cd} + z_{dd} \end{cases}$$

Impedancias mutuas: 
$$\begin{cases} Z_{AB} = z_{ab} - z_{ad} - z_{bd} + z_{dd} \\ Z_{BC} = z_{bc} - z_{bd} - z_{cd} + z_{dd} \\ Z_{AC} = z_{ac} - z_{ad} - z_{cd} + z_{dd} \end{cases}$$

Que finalmente puede reducirse a:

$$Z_{Aa} = (r_a + r_e) + j\omega 2 \times 10^{-7} \ln \left( \frac{D_{ad}^2}{D_e \cdot D_a} \right) H / m$$

$$Z_{Bb} = (r_b + r_e) + j\omega 2 \times 10^{-7} \ln \left( \frac{D_{bd}^2}{D_e \cdot D_b} \right) H / m$$

$$Z_{Cc} = (r_c + r_e) + j\omega 2 \times 10^{-7} \ln \left( \frac{D_{cd}^2}{D_e \cdot D_c} \right) H / m$$

$$Z_{Ab} = r_d + j\omega 2 \times 10^{-7} \ln \left( \frac{D_{ad} D_{bd}}{D_{ab} \cdot D_d} \right) H / m$$

$$Z_{Bc} = r_d + j\omega 2 \times 10^{-7} \ln \left( \frac{D_{bd} D_{cd}}{D_{bc} \cdot D_d} \right) H / m$$

$$Z_{Ac} = r_d + j\omega 2 \times 10^{-7} \ln \left( \frac{D_{ad} D_{cd}}{D_{ac} \cdot D_d} \right) H / m$$

Se observa que las impedancias mutuas presentan un componente resistivo, debido al camino de retorno. Como el retorno es por tierra, se aplica  $D_e=1$  y aproximadamente  $D_{ad} = D_{bd} = D_{cd} = D_e$ ; y, mediante las fórmulas empíricas de Carson, indicadas en las Ecs. 7 y 8, se determinan  $D_e$  y  $r_d$ .

### 2.3.2 L/T con retorno por tierra y cable de guarda (2)

Para el caso de L/T con conductores de guarda se sigue un procedimiento similar, considerando que el retorno se realiza por caminos paralelos conformados por la tierra y los conductores de guarda respectivos. Esto implica una matriz de impedancias de orden superior que, de igual manera que para el caso de líneas sin cable de guarda, se puede reducir a un matriz 3x3 que corresponde a la matriz de impedancias de fase  $Z_{ABC}$ . En la Fig.4. se considera una L/T con dos conductores de guarda.

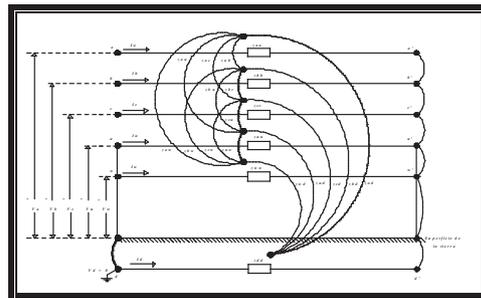


FIGURA 4: Modelo con dos conductores de guarda

En este circuito, como  $V_u=V_w=0$ , es posible establecer la siguiente ecuación matricial de voltajes:

$$\begin{bmatrix} V_{a,b,c} \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z_{O_{ABC}} & Z_{ABC,WU} \\ Z_{WU,ABC} & Z_{WU} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_{a,b,c} \\ I_{u,w} \end{bmatrix} \quad (10)$$

Aplicando la reducción de matrices de Kron, se obtiene la matriz de impedancias de fase  $Z_{ABC}$ .

$$Z_{ABC} = Z_{O_{ABC}} - Z_{ABC,WU} \cdot (Z_{WU})^{-1} \cdot Z_{WU,ABC} \quad (11)$$

Con lo cual se establece la relación de voltajes y corrientes en una L/T:

$$V_{ABC} = Z_{ABC} \cdot I_{ABC} \quad (12)$$

## 2.4 Matriz de impedancias de Secuencia Z<sub>012</sub> de una L/T

Para determinar la matriz de impedancias de secuencia  $Z_{012}$ , se aplica a la Ec.12. la matriz de transformación de componentes de fase a componentes simétricas  $T_{ABC-012} = A$ , definida de la siguiente manera:

$$A = \begin{bmatrix} 1 & 1 & 1 \\ 1 & a^2 & a \\ 1 & a & a^2 \end{bmatrix}; \quad a = 1 \angle 120^\circ = e^{j\frac{2\pi}{3}}$$

Los voltajes y las corrientes de fase pueden escribirse mediante la aplicación de la matriz A a los voltajes y corrientes de secuencia:

$$V_{ABC} = A \cdot V_{012} \quad I_{ABC} = A \cdot I_{012}$$

Reemplazando en la Ec.12. y despejando  $V_{012}$ :

$$V_{012} = A^{-1} \cdot Z_{ABC} \cdot A \cdot I_{012} = Z_{012} \cdot I_{012}$$

Donde se establece la matriz de impedancias de secuencia sobre la base de la matriz de impedancias de fase:

$$Z_{012} = A^{-1} \cdot Z_{ABC} \cdot A \quad (13)$$

Este cálculo matricial puede realizarse mediante programas computacionales. Asumiendo la matriz  $Z_{ABC}$  establecida en la Ec.9., se tiene la siguiente transformación:

$$Z_{012} = \begin{bmatrix} Z_0 & Z_{01} & Z_{02} \\ Z_{10} & Z_1 & Z_{12} \\ Z_{20} & Z_{21} & Z_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z_{S0} + 2Z_{M0} & Z_{S2} - Z_{M2} & Z_{S1} - Z_{M1} \\ Z_{S1} - Z_{M1} & Z_{S0} - Z_{M0} & Z_{S2} + 2Z_{M2} \\ Z_{S2} - Z_{M2} & Z_{S1} + 2Z_{M1} & Z_{S0} - Z_{M0} \end{bmatrix}$$

Donde se tienen las siguientes impedancias:

$$\begin{aligned} Z_{S0} &= \frac{1}{3}(Z_{AA} + Z_{BB} + Z_{CC}) & Z_{M0} &= \frac{1}{3}(Z_{BC} + Z_{CA} + Z_{AB}) \\ Z_{S1} &= \frac{1}{3}(Z_{AA} + a \cdot Z_{BB} + a^2 \cdot Z_{CC}) & Z_{M1} &= \frac{1}{3}(Z_{BC} + a \cdot Z_{CA} + a^2 \cdot Z_{AB}) \\ Z_{S2} &= \frac{1}{3}(Z_{AA} + a^2 \cdot Z_{BB} + a \cdot Z_{CC}) & Z_{M2} &= \frac{1}{3}(Z_{BC} + a^2 \cdot Z_{CA} + a \cdot Z_{AB}) \end{aligned}$$

Se debe mencionar que esta matriz no es simétrica, y que dependiendo de la disposición geométrica de

los conductores, se presentarán acoplamientos entre las redes de secuencia. Para el caso ideal, es decir, L/T totalmente transpuesta, los acoplamientos entre secuencias serán cero, definiendo de esta manera una matriz diagonal.

## 3. LAZOS DE IMPEDANCIA DE RELES DE DISTANCIA - CODIGO ANSI 21

### 3.1 Efecto de los acoplamientos en redes de secuencia

Un relé de distancia – 21, basa su algoritmo de operación sobre el cálculo de impedancias determinadas mediante relaciones entre voltajes y corrientes que ingresan al relé de protección. Estas relaciones dependen del tipo de falla que se presente en el sistema. La impedancia a calcularse ( $Z_R$ ) es la existente entre el sitio de ubicación del relé y el lugar de la falla. Independiente del tipo de falla, el cálculo siempre se refiere a la determinación del valor de impedancia en secuencia positiva  $Z_1$ , por cuanto esta representa el comportamiento monofásico equivalente de un conductor o fase dentro de un sistema trifásico.

#### 3.1.1 Fallas entre fases

Para el caso de fallas entre dos fases, Fig.5., los relés de distancia determinan la impedancia  $Z_{R3}$ , mediante la relación entre el voltaje de línea y la corriente de línea:

$$Z_R = \frac{V_{LL}}{I_{LL}}, \quad \text{para el caso de la Fig.5, } Z_{R-bc} = \frac{V_{bc}}{I_{bc}} \quad (14)$$

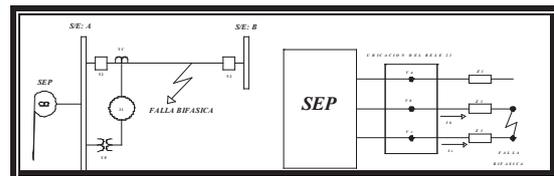


FIGURA 5: Falla bifásica "bc"

Esta relación determinaría de manera directa la impedancia de secuencia positiva  $Z_1 = Z_{S0} - Z_{M0}$ , sin embargo partiendo del diagrama de secuencias Fig.6, para una condición de falla bifásica "b-c", se tiene lo siguiente:

$$\begin{aligned} V_{bc} &= -j\sqrt{3} V_a = -j\sqrt{3} i_{a1} (Z_1 + Z_2 - Z_{12} - Z_{21}), \quad e \\ I_{bc} &= -j2\sqrt{3} i_{a1} \end{aligned}$$

Con lo que la Ec.14 determina lo siguiente:

$$Z_{R-bc} = \frac{Z_1 + Z_2 - Z_{12} - Z_{21}}{2} \quad (15)$$

Para una L/T  $Z_1 = Z_2$ , entonces:  $Z_{R-bc} = Z_1 - \frac{Z_{12} + Z_{21}}{2}$

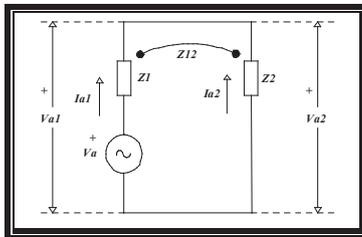


FIGURA 6: Red de secuencia falla bifásica “bc”

Se determina entonces que existirá un error en el cálculo de la impedancia desde el relé hacia el punto de falla, error que depende del acoplamiento existente entre las redes de secuencia.

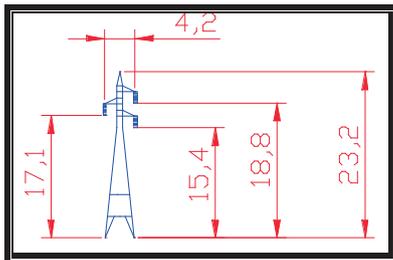


FIGURA 7: Estructura de suspensión – Simple circuito

En la tabla 1 y 2, se indican las matrices  $Z_{ABC}$  y  $Z_{012}$ , para una L/T transpuesta y no transpuesta, respectivamente. El cálculo se lo realiza considerando la estructura para 138 kV expresada en la Fig.7 y los calibres de conductores indicados en el Anexo 1.

TABLA 1: Matriz de Impedancias de L/T transpuesta

DigSI/info - Matriz reducida de impedancias Zabc (R+X) [ohm/km]				
	A	B	C	
A	0,227	0,859	0,085	0,389
B	0,085	0,389	0,227	0,859
C	0,085	0,389	0,085	0,227

DigSI/info - Matriz reducida de impedancias Z012 (R+X) [ohm/km]				
	0	1	2	
0	0,397	1,636	0,000	0,000
1	0,000	0,000	0,142	0,470
2	0,000	0,000	0,000	0,142

TABLA 2: Matriz de Impedancias de L/T no transpuesta

DigSI/info - Matriz reducida de impedancias Zabc (R+X) [ohm/km]				
	A	B	C	
A	0,227	0,859	0,083	0,381
B	0,083	0,381	0,225	0,860
C	0,086	0,381	0,085	0,403

DigSI/info - Matriz de impedancias simétricas Z012 (R+X) [ohm/km]				
	0	1	2	
0	0,397	1,636	0,001	-0,001
1	-0,001	-0,010	0,142	0,470
2	0,001	-0,005	0,000	0,142

Si la L/T es totalmente transpuesta, Tabla 1,  $Z_{12} = Z_{21} = 0$ , por lo que la impedancia detectada por el relé es efectivamente:  $Z_{R-bc} = Z_1$ . Sin embargo, y de la Tabla 2. se observa que para el caso de L/T sin transposición, este acoplamiento existe y produce un error de aproximadamente:

$$\left| \frac{Z_{12} + Z_{21}}{2} \right| = \frac{|Z_{12}|}{|Z_1|} = \frac{|j0,014|}{|0,142 + j0,470|} \cdot 100 \approx 3\%$$

Este error es muy pequeño y puede no ser considerado en la determinación de los ajustes de protecciones de distancia de L/T. Se ha simulado un cortocircuito bifásico B-C al 100% en una L/T de 200 km, utilizando el método “Completo” de Power Factory. El relé observa las siguientes impedancias:

$$Z_{\text{sin transposición}} = 30,461 + j93,935 \Omega ; Z_{\text{transposición}} = 30,417 + j96,925 \Omega$$

Generando una diferencia de  $-0,044 + j2,99$  ohms, que considerando los 200 km de la longitud de la L/T, representa la impedancia de acoplamiento entre secuencias 1 y 2.

Finalmente, de manera similar se establecen los tres posibles lazos de medición considerando las tres fases existentes:

$$Z_{R-ab} = \frac{V_{ab}}{I_{ab}} ; Z_{R-bc} = \frac{V_{bc}}{I_{bc}} ; Z_{R-ca} = \frac{V_{ca}}{I_{ca}}$$

Para el caso de fallas trifásicas, la impedancia  $Z_R$  se determina mediante estas mismas relaciones, sin embargo en este caso el error es cero por cuanto interviene únicamente la red de secuencia positiva.

### 3.1.2 Fallas fase - tierra

Para el caso de fallas fase-tierra, Fig.8., se determina la impedancia  $Z_R$ , mediante la relación entre el voltaje y la corriente de fase, corregido generalmente mediante el factor de compensación  $k_0$ , el cual considera el efecto del camino de retorno de la corriente de falla  $I_f$ .

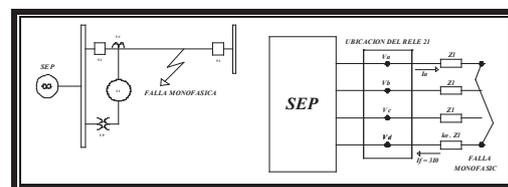


FIGURA 8: Falla monofásica “a”

$$Z_R = \frac{V_{a,b,c}}{I_{a,b,c} + I_f \cdot k_0}$$

Esta relación determinaría de manera directa la impedancia de secuencia positiva  $Z_1$ , sin embargo partiendo del diagrama de secuencias para una condición de falla monofásica “a” Fig.9, se tiene lo siguiente:

$$v_{a1} + v_{a2} + v_{a0} = 0 ; i_{a1} = i_{a2} = i_{a0}$$

$$i_{a1} + i_{a2} + i_{a0} = 3i_{a0} = I_a \Rightarrow V_a = \frac{I_a}{3} (Z_1 + Z_2 + Z_{m012})$$

$$Z_{m012} = Z_{01} + Z_{10} + Z_{02} + Z_{20} + Z_{12} + Z_{21}$$

Para una L/T  $Z_1 = Z_2$ , con lo cual:

$$Z_\phi = \frac{V_a}{I_a} = \frac{2Z_1 + Z_0}{3} + \frac{Z_{m012}}{3} = Z_1(1+k_0) + \frac{Z_{m012}}{3}$$

Entonces, para determinar la impedancia  $Z_1$ , se requiere realizar una compensación del factor adicional que acompaña a este término, con lo que el lazo de impedancia ante fallas monofásicas sería:

$$Z_1 = \frac{V_a}{I_a(1+k_0)} - \frac{Z_{m012}}{3(1+k_0)}$$

Los relés realizan el cálculo del primer término, por lo que se produce un error que depende del acoplamiento existente entre las redes de secuencia:

$$Z_R = \frac{V_a}{I_a(1+k_0)} = Z_1 + \frac{Z_{m012}}{3(1+k_0)} \quad (16)$$

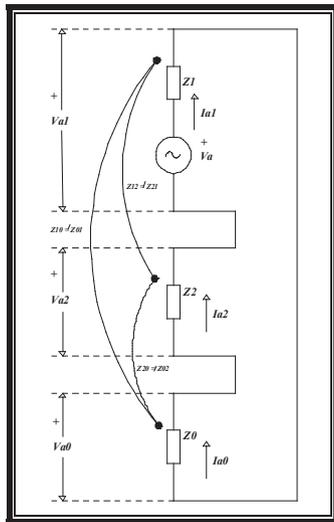


FIGURA 9: Red de secuencia falla monofásica "a"

Si la L/T es totalmente transpuesta  $Z_{m012} = 0$ , la impedancia detectada es:  $Z_R = Z_1$ . Sin embargo, y de la Tabla 2. se observa que para el caso de L/T sin transposición, este acoplamiento existe y produce un error de aproximadamente:

$$Z_{m012} = Z_{01} + Z_{10} + Z_{02} + Z_{20} + Z_{12} + Z_{21} = -j0,002$$

$$\frac{\left| \frac{Z_{m012}}{3(1+k_0)} \right|}{|Z_1|} \approx 0,08\%$$

Este error es muy pequeño y no es considerado en la determinación de los ajustes de protecciones de distancia de L/T. Se observa que el "efecto neto" de este error depende de los signos de las impedancias

de acoplamiento, para el caso los acoplamientos con la secuencia cero generan un error en su parte imaginaria únicamente y esta se contrarresta con el acoplamiento entre secuencia positiva y negativa, de tal manera que el efecto neto del error es pequeño.

Al igual que para el caso fase-fase, se ha simulado un cortocircuito monofásico A-T al 100% en una L/T de 200 km, utilizando el método "Completo" de Power Factory. El relé observa las siguientes impedancias:

$$Z_{transposición} = 30,392 + j96,816 \Omega ; Z_{sin\ transposición} = 30,297 + j96,735.$$

Generando una diferencia de 0,095 + j0,081 ohms, que representa un error de aproximadamente 0.1%.

De manera similar se establecen los tres posibles lazos de medición considerando las tres fases existentes. En el caso de considerar la carga que la fase fallada puede aún abastecer, el lazo de impedancia calculado es:

$$Z_{R-a} = \frac{V_a}{I_a - k_0 I_f} ; Z_{R-b} = \frac{V_b}{I_b - k_0 I_f} ; Z_{R-c} = \frac{V_c}{I_c - k_0 I_f}$$

Donde  $I_{a,b,c}$  representan las corrientes en la fase fallada e  $I_f$  corresponde a la corriente de falla circulando por tierra.

En resumen, se establecen 6 lazos de medición, y dependiendo de la disposición geométrica de los conductores la relación clásica de medición de impedancia, utilizada en la mayoría de los relés de distancia, contendrá un error, que por su pequeño valor puede ser omitido.

### 3.2 Acoplamientos entre circuitos de diferentes L/T

De manera similar al desarrollo planteado en 3.1, la incorporación de los efectos producidos por el acoplamiento entre conductores de diferentes L/T, inclusive de diferente nivel de tensión, se realiza en base al establecimiento de la matriz de impedancias de fase reducida  $Z_{ABC}$ , y al posterior cálculo de la matriz de secuencia  $Z_{012}$  en la que se encuentran los acoples existentes. La diferencia radica en la dimensión de las matrices  $Z_{ABC}$  y  $Z_{012}$ , las cuales se incrementan en 3 filas – columnas por cada L/T que se adicione al modelo.

#### 3.2.1 Matriz $Z_{012}$ de una L/T doble circuito

En base al procedimiento explicado en 2.3, y mediante el programa de cálculo Power Factory, considerando la estructura para 138 kV expresada en la Fig. 10 y los calibres de conductores indicados en el Anexo 1, se determinan las matrices  $Z_{ABC-6 \times 6}$  y  $Z_{012-6 \times 6}$

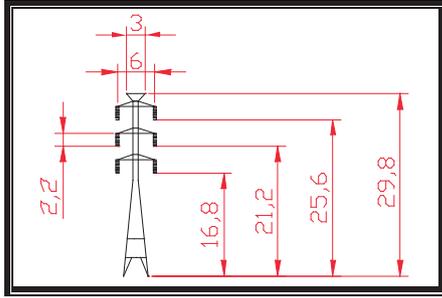


FIGURA 10: Estructura de suspensión - Doble circuito

La tabla 3 presenta el resultado de las matrices  $Z_{ABC-6 \times 6}$  y  $Z_{012-6 \times 6}$  de la L/T sin transposición.

TABLA 3: Matriz de Impedancias de L/T no transpuesta

DigSistIno - Matriz reducida de impedancias Zabc (R+X) [ohm/km]															
	A-C1			B-C1			C-C1			B-C2			C-C2		
A-C1	0,235	0,847	0,096	0,370	0,101	0,316	0,093	0,349	0,096	0,331	0,101	0,301			
B-C1	0,096	0,370	0,242	0,844	0,105	0,366	0,096	0,331	0,100	0,345	0,105	0,327			
C-C1	0,101	0,316	0,105	0,366	0,254	0,839	0,101	0,301	0,105	0,327	0,112	0,340			
A-C2	0,093	0,349	0,096	0,331	0,101	0,301	0,235	0,847	0,096	0,370	0,101	0,316			
B-C2	0,096	0,331	0,100	0,345	0,105	0,327	0,096	0,370	0,242	0,844	0,105	0,386			
C-C2	0,101	0,301	0,105	0,327	0,112	0,340	0,101	0,316	0,105	0,366	0,254	0,839			

DigSistIno - Matriz de impedancias simétricas 2012 (R+X) [ohm/km]												
	0-C1			2-C1			1-C2			2-C2		
0-C1	0,446	1,545	0,011	-0,001	-0,024	-0,011	0,303	0,984	0,003	0,003	-0,017	-0,007
1-C1	-0,024	-0,011	0,443	0,493	0,000	0,018	-0,017	-0,007	0,201	0,026	-0,016	0,009
2-C1	0,011	-0,001	0,030	0,017	0,143	0,493	0,003	0,003	0,016	0,008	0,001	0,025
0-C2	0,303	0,984	0,003	0,003	-0,017	-0,007	0,446	1,545	0,011	-0,001	-0,024	-0,011
1-C2	-0,017	-0,007	0,001	0,026	-0,016	0,009	-0,024	-0,011	0,443	0,493	-0,020	0,018
2-C2	0,003	0,003	0,016	0,008	0,001	0,025	0,011	-0,001	0,030	0,017	0,143	0,493

Se observa la presencia de acoplamientos entre las redes de secuencia, tanto entre secuencias de un mismo circuito como entre circuito 1 (C1) y circuito 2 (C2).

- Acoplamientos entre redes de secuencia de un mismo circuito:

$$Z_{01-C1} = Z_{20-C1} = Z_{01-C2} = Z_{20-C2} = 0,011 - j0,001$$

$$Z_{10-C1} = Z_{02-C1} = Z_{10-C2} = Z_{02-C2} = -0,024 - j0,011$$

$$Z_{12-C1} = Z_{12-C2} = -0,030 + j0,018 ; Z_{21-C1} = Z_{21-C2} = 0,030 + j0,017$$

- Acoplamientos entre circuitos, de redes de secuencia no correspondientes:

$$Z_{01-C2C1} = Z_{20-C2C1} = Z_{01-C1C2} = Z_{20-C1C2} = 0,003 + j0,003$$

$$Z_{10-C2C1} = Z_{02-C2C1} = Z_{10-C1C2} = Z_{02-C1C2} = -0,017 - j0,007$$

$$Z_{12-C2C1} = Z_{12-C1C2} = -0,015 + j0,009 ; Z_{21-C2C1} = Z_{21-C1C2} = 0,016 + j0,008$$

- Acoplamientos entre circuitos, de redes de secuencia correspondientes:

$$Z_{00-C2C1} = Z_{00-C1C2} = 0,303 + j0,984$$

$$Z_{11-C2C1} = Z_{22-C2C1} = Z_{11-C1C2} = Z_{22-C1C2} = j0,025$$

La tabla 4 presenta el resultado de las matrices  $Z_{ABC-6 \times 6}$  y  $Z_{012-6 \times 6}$  de la L/T con transposición.

TABLA 4: Matriz de Impedancias de L/T transpuesta

DigSistIno - Matriz reducida de impedancias Zabc (R+X) [ohm/km]															
	A-C1			B-C1			C-C1			B-C2			C-C2		
A-C1	0,243	0,843	0,101	0,351	0,101	0,351	0,101	0,345	0,101	0,320	0,101	0,320			
B-C1	0,101	0,351	0,243	0,843	0,101	0,351	0,101	0,320	0,101	0,345	0,101	0,320			
C-C1	0,101	0,351	0,101	0,351	0,243	0,843	0,101	0,320	0,101	0,320	0,101	0,345			
A-C2	0,101	0,345	0,101	0,320	0,101	0,320	0,243	0,843	0,101	0,351	0,101	0,351			
B-C2	0,101	0,320	0,101	0,345	0,101	0,320	0,101	0,351	0,243	0,843	0,101	0,351			
C-C2	0,101	0,320	0,101	0,320	0,101	0,345	0,101	0,351	0,101	0,351	0,243	0,843			

DigSistIno - Matriz de impedancias simétricas 2012 (R+X) [ohm/km]															
	1-C1			2-C1			0-C2			1-C2			2-C2		
0-C1	0,446	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,303	0,984	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000
1-C1	0,000	0,000	0,142	0,493	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,025	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000
2-C1	0,000	0,000	0,000	0,000	0,142	0,493	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000
0-C2	0,303	0,984	0,000	0,000	0,000	0,000	0,446	1,545	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000
1-C2	0,000	0,000	0,000	0,025	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,142	0,493	0,000	0,000	0,000	0,000
2-C2	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,025	0,000	0,000	0,000	0,000	0,000	0,142	0,493	0,000	0,000

Se observa que únicamente existen acoplamientos entre circuitos de redes de secuencia correspondientes, los demás acoplamientos son cero:

$$Z_{00-C2C1} = Z_{00-C1C2} = 0,303 + j0,984$$

$$Z_{11-C2C1} = Z_{22-C2C1} = Z_{11-C1C2} = Z_{22-C1C2} = 0,001 + j0,025$$

### 3.2.2 Análisis de fallas Fase - Fase

En el caso de fallas fase - fase intervienen las redes de secuencia positiva y negativa, por lo que se analizan únicamente los términos relacionados a estas redes.

#### Afectación en L/T sin transposición

Un análisis similar al planteado en 3.1.1 permite establecer que, para el caso de una falla fase - fase "bc" en el circuito C1, la impedancia detectada por un relé sería:

$$Z_{R-bc} = Z_1 - \frac{Z_{12-C1} + Z_{21-C1} \pm \frac{I_{bc-C2}}{I_{bc-C1}} \left[ Z_{11-C2C1} \pm \frac{Z_{12-C2C1} + Z_{21-C2C1}}{2} \right]}{2} \quad (17)$$

Donde  $I_{bc-C1}$  e  $I_{bc-C2}$  representan las corrientes hacia la falla, para el caso, corriente de línea b-c, del circuito 1 y del circuito 2, respectivamente. El signo  $\pm$  de esta ecuación, depende del sentido relativo entre las corrientes  $I_{bc-C1}$  e  $I_{bc-C2}$ , en consecuencia depende de la configuración del sistema. De manera general se aplica lo siguiente:

- El término es positivo cuando los aportes de corriente fluyen en la misma dirección.
- El término es negativo cuando los aportes de corriente fluyen en direcciones opuestas.

En el caso de una falla al 100% en el C1 de la L/T, sin fuente en el otro extremo  $I_{bc-C1}$ , y  $I_{bc-C2}$  considerando las impedancias dadas en 3.2.1, se determina el error eZ en el lazo de medición:

$$Z_R = Z_1 - \frac{Z_{12-C1} + Z_{21-C1} - Z_{12-C2C1} - Z_{21-C2C1}}{2} + Z_{11-C2C1}$$

$$eZ = - \frac{Z_{12-C1} + Z_{21-C1} - Z_{12-C2C1} - Z_{21-C2C1}}{2} + Z_{11-C2C1}$$

$$\frac{|eZ|}{|Z_{1-C1}|} = \frac{|0,0015 + j0,016|}{|0,143 + j0,493|} \cdot 100 \approx 3\%$$

#### Afectación en L/T con transposición

De la tabla 4 se observa que existen únicamente acoplamientos entre redes de secuencia correspondientes entre C1 y C2. Por lo tanto el lazo de impedancia es:

$$Z_{R-bc} = \frac{V_{bc-C1}}{I_{bc-C1}} = Z_1 \pm \frac{I_{bc-C2}}{I_{bc-C1}} Z_{11-C2C1} \quad (18)$$

En el caso de una falla al 100% en el C1 de la L/T, sin fuente en el otro extremo  $I_{bc-C1}$ , y  $I_{bc-C2}$  considerando las impedancias dadas en 3.2.1, se determina el error eZ en el lazo de medición:

$$Z_R = Z_1 + Z_{11-C2C1} ; eZ = Z_{11-C2C1}$$

$$\frac{|eZ|}{|Z_{1-C1}|} = \frac{|j0,025|}{|0,142 + j0,493|} \cdot 100 \approx 5\%$$

Se observa que el error aumenta debido a la presencia permanente de los acoplamientos  $Z_{11-C2C1}$  y  $Z_{22-C2C1}$ , los cuales no se contrarrestan como en el caso de una L/T no transpuesta.

En la figura 11 se observa la simulación del barrido de cortocircuito bifásico B-C en el C1 de una L/T de 200 km, considerando el método "Completo". Los ajustes planteados para cada zona se ajustan a la práctica común,  $Z1 = 80\%$  y  $Z2 = 120\%$  de la L/T protegida.

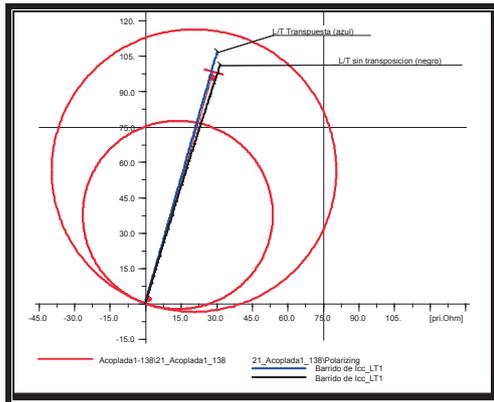


FIGURA 11: Barrido de cortocircuito bifásico

Adicionalmente, el error en la medición de impedancia y consecuentemente el alcance de un relé se verá afectado dependiendo del aporte de generación (in-feed) que se presente en el extremo de la L/T opuesta al relé, y del punto en el que ocurra la falla bifásica. Esto se debe a la variación de la dirección relativa de la corriente hacia el punto de falla entre los circuitos C1 y C2. En la Fig.12 se presenta la simulación del barrido de cortocircuito bifásico a lo largo del C1, considerando fuentes iguales en los dos extremos de la L/T.

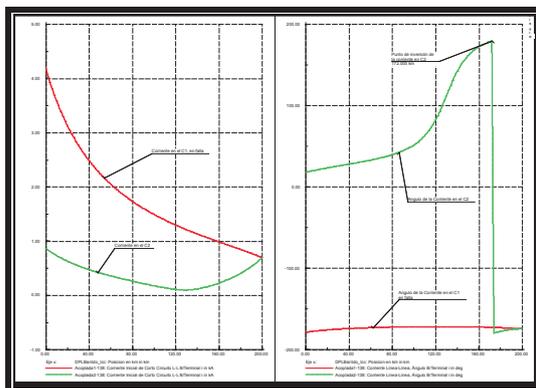


FIGURA 12: Corrientes (magnitud y ángulo) en C1 y C2 vs. distancia de falla en C1

De los gráficos se observa que se presenta un punto de inversión de la corriente en el C2 desde los 172 km aproximadamente. Se debe mencionar que el punto en el cual el relé deja de sobrealcanzar y empieza a subalcanzar, se encuentra alrededor de los 160 km, mucho menor que el punto de inversión de corriente, esto se debe a la utilización del método "Completo" que considera el flujo de carga previo al cortocircuito. Es importante señalar que los acoplamientos existentes entre circuitos de redes de secuencia correspondientes  $Z_{11-C2C1}$  y  $Z_{22-C2C1}$ , si se consideran en el método IEC909-1988. En el caso de utilizar este método, el punto de inversión de corriente del C2 (50% de la L/T = 100 km) coincide con el punto en el cual el relé pasa de sobrealcanzar a subalcanzar.

### 3.2.3 Análisis de fallas Fase – Tierra

En el caso de fallas fase – tierra intervienen las redes de secuencia positiva, negativa y cero.

#### • Afectación en L/T sin transposición

Un análisis similar al planteado en 3.1.2 permite establecer que para el caso de una falla fase - tierra "a" en el circuito C1, la impedancia detectada por un relé sería:

$$Z_{R-a} = \frac{V_{a-C1}}{I_{a-C1}(1+k_0)} = Z_1 + \frac{Z_{m012-C1}}{3(1+k_0)} \pm \frac{I_{n-C2}}{I_{a-C1}} \left[ \frac{Z_{m012-C2C1} + Z_{012-C2C1}}{3(1+k_0)} \right] \quad (19)$$

Donde:

$$Z_{m012-C1} = Z_{01-C1} + Z_{10-C1} + Z_{02-C1} + Z_{20-C1} + Z_{12-C1} + Z_{21-C1}$$

$$Z_{m012-C2C1} = Z_{01-C2C1} + Z_{10-C2C1} + Z_{02-C2C1} + Z_{20-C2C1} + Z_{12-C2C1} + Z_{21-C2C1}$$

$$Z_{012-C2C1} = Z_{00-C2C1} + Z_{11-C2C1} + Z_{22-C2C1}$$

$I_{a-C1}$  e  $I_{n-C2}$  representan las corrientes hacia la falla, para el caso, corriente de fase a del circuito 1 y de neutro del circuito 2, respectivamente. El signo  $\pm$  de esta ecuación, depende del sentido relativo entre las corrientes  $I_{n-C2}$  e  $I_{a-C1}$  aplicando lo indicado en 3.2.2.

En el caso de una falla al 100% en el C1 de la L/T, sin fuente en el otro extremo  $I_{a-C1} = I_{n-C2}$ , y considerando las impedancias dadas en 3.2.1 se puede determinar la impedancia detectada  $Z_R$  y el error  $eZ$  en el lazo de medición ante fallas fase - tierra:

$$Z_{R-a} = Z_1 + \frac{Z_{m012-C1} + Z_{m012-C2C1} + Z_{012-C2C1}}{3(1+k_0)}$$

$$eZ = \frac{Z_{m012-C1} + Z_{m012-C2C1} + Z_{012-C2C1}}{3(1+k_0)}$$

$$Z_{m012-C1} = -0,026 + j0,011 ; Z_{m012-C2C1} = -0,027 + j0,009 ;$$

$$Z_{012-C2C1} = 0,305 + j1,034$$

$$\frac{|eZ|}{|Z_{1-C1}|} = \frac{|0,252 + j1,054|}{|0,143 + j0,493|} \cdot 100 \approx 41\%$$

• **Afectación en L/T con transposición**

De la tabla 4 se observa que existen únicamente acoplamientos entre redes de secuencia correspondientes entre C1 y C2. Por lo tanto el lazo de impedancia para el caso de una falla fase - tierra será:

$$Z_{R-a} = \frac{V_{a-c1}}{I_{a-c1}(1+k_0)} = Z_1 \pm \frac{I_{n-c2}}{I_{a-c1}} \left[ \frac{Z_{012-C2C1}}{3(1+k_0)} \right] \quad (20)$$

En el caso de una falla al 100% en el C1 de la L/T, sin fuente en el otro extremo  $I_{a-c1} = I_{n-c2}$ , y considerando las impedancias dadas en 3.2.1 se puede determinar la impedancia detectada  $Z_R$  y el error  $eZ$  en el lazo de medición ante fallas fase - tierra:

$$Z_{R-a} = Z_1 + \frac{Z_{012-C2C1}}{3(1+k_0)}; \quad eZ = \frac{Z_{012-C2C1}}{3(1+k_0)}$$

$$\frac{|eZ|}{|Z_{1-C1}|} = \frac{\left| \frac{0,303 + j1,034}{5,135 + j0,001} \right|}{\left| \frac{0,142 + j0,493}{0,142 + j0,493} \right|} \cdot 100 \approx 41\%$$

Se observa que el error es prácticamente el mismo, debido a la presencia permanente de los acoplamientos entre redes de secuencia correspondientes, los cuales siempre existen independientemente de la transposición de la L/T y, debido a su magnitud, no se contrarrestan de manera apreciable con los acoplamientos  $Z_{m012-C2C1}$  y  $Z_{m012-C1}$ .

En la figura 13 se observa la simulación del barrido de cortocircuito monofásico A, en el C1 de una L/T de 200 km. Los ajustes planteados para cada zona se ajustan a la práctica común,  $Z_1 = 80\%$  de la L/T protegida,  $Z_2 = 120\%$  de la L/T protegida.

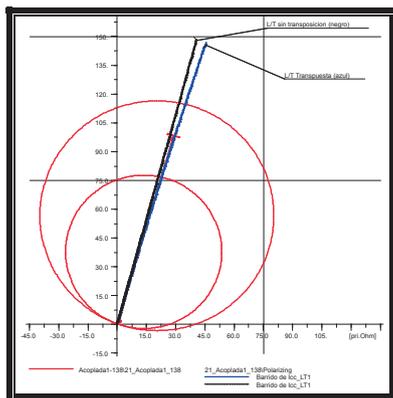


FIGURA 13: Barrido de cortocircuito monofásico

De igual manera que el caso fase-fase, el error en la medición de impedancia y el alcance de un relé se verá afectado dependiendo del aporte de generación (in-feed) que se presente en el extremo de la L/T opuesto al relé y del punto en el que ocurra la falla monofásica. Esto se debe a la variación de la dirección relativa de la corriente hacia el punto de falla entre los circuitos C1 y

C2. En la Fig.14 se presenta la simulación del barrido de cortocircuito monofásico (método IEC909-1988) a lo largo del C1, considerando fuentes iguales en los dos extremos de la L/T.

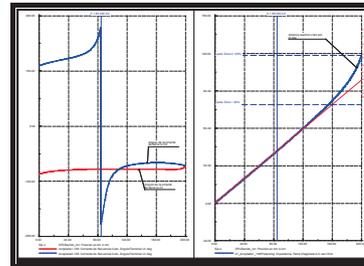


FIGURA 14: Angulo de las corrientes C1 y C2; y alcance reactivo visto por el relé en C1 vs. distancia de falla en C1

4. **MECANISMOS DE COMPENSACIÓN DEL EFECTO MUTUO**

De los análisis realizados en 3, se puede establecer la siguiente tabla comparativa ante cortocircuitos presentados al final de una L/T, en consecuencia se establece el máximo error que puede presentarse debido a los acoplamientos existentes. Se recuerda que este error corresponde a la diferencia entre la impedancia detectada por un relé mediante los algoritmos convencionales y la impedancia real existente entre el relé y el punto de falla.

TABLA 5: Errores por cálculo de cortocircuitos con diversos métodos y estructuras

ESTRUCTURA		ERROR %			
		Falla: FASE FASE		Falla: FASE TIERRA	
		IEC 909	Completo	IEC 909	Completo
CIRCUITO SIMPLE	Sin Transposición	0	3	0	0.08
	Con Transposición	0	0	0	0
CIRCUITO DOBLE	Sin Transposición	5	3	41	41
	Con Transposición	5	5	41	41

Se observa que el análisis de los acoplamientos mutuos en caso de una L/T circuito simple, únicamente son considerados utilizando el método "Completo" de Power Factory.

4.1 **Compensación ante fallas Fase - Fase**

De la tabla 5 se observa que el máximo error se produce en el caso de una L/T doble circuito con transposición

y es del orden del 5%. Este error es relativamente bajo para efectos de ajuste de protecciones. Por esta razón los relés existentes en el mercado no realizan ninguna corrección para este tipo de fallas. En el caso de requerirse compensación fase – fase, el relé debería realizar la siguiente relación:

$$Z_{R-bc} = \frac{V_{bc-C1}}{I_{bc-C1} (1 - k_{m12-C1}) \pm I_{bc-C2} (k_{12-C2C1} \pm k_{m12-C2C1})}$$

$$k_{m12-C1} = \frac{Z_{12-C1} + Z_{21-C1}}{2Z_1} \quad (21)$$

$$k_{12-C2C1} = \frac{Z_{11-C2C1}}{Z_1} \quad ; \quad k_{m12-C2C1} = \frac{Z_{12-C2C1} + Z_{21-C2C1}}{2Z_1}$$

Si se considera una L/T transpuesta la compensación sería:

$$Z_{R-bc} = \frac{V_{bc-C1}}{I_{bc-C1} \pm I_{bc-C2} k_{12-C2C1}} \quad (22)$$

#### 4.2 Compensación ante fallas Fase - Tierra

De la tabla 5 se observa que el error en el caso de una L/T simple circuito, con y sin transposición, puede ser omitido para efectos de ajuste de protecciones. Sin embargo, para el caso de L/T doble circuito si se requiere corregir este error (subalcanza del 41%). Esto se realiza mediante compensación fase – tierra utilizando la siguiente relación:

$$Z_{R-a} = \frac{V_{a-C1}}{I_{a-C1} (1 + k_0 + k_{m012-C1}) \pm I_{a-C2} (k_{m012-C2C1} + k_{012-C2C1})} \quad (23)$$

$$k_{m012-C1} = \frac{Z_{m012-C1}}{3Z_1} \quad ; \quad k_{m012-C2C1} = \frac{Z_{m012-C2C1}}{3Z_1} \quad k_{012-C2C1} = \frac{Z_{012-C2C1}}{3Z_1}$$

Considerando que el error depende en su totalidad de los acoplamientos entre redes de secuencia correspondientes  $Z_{012-c2c1}$  la compensación sería:

$$Z_{R-a} = \frac{V_{a-C1}}{I_{a-C1} (1 + k_0) \pm I_{a-C2} k_{012-C2C1}} \quad (24)$$

Al término  $K_{012-c2c1}$  se lo conoce como constante de acoplamiento mutuo  $k_m$  y la mayoría de relés existentes en el mercado realizan esta corrección para este tipo de fallas. Se debe mencionar que  $k_0$  y  $k_m$  resultan ser cantidades complejas, es decir, magnitud y ángulo; en el caso de los relés electromecánicos generalmente  $k_0$  se lo ajustaba considerando su magnitud únicamente mientras que el efecto de  $k_m$  se lo realizaba por adición de la corriente de tierra de la L/T paralela mediante transformadores de interposición a la corriente de tierra de la L/T protegida. En el caso de los relés digitales, estas compensaciones se las realiza numéricamente, tanto magnitud como ángulo, mediante ajuste por software.

Como se observa, el acoplamiento mutuo en secuencia cero afecta en mayor proporción el cálculo de la

impedancia de falla, por tal razón debe ser establecido de una manera precisa, para lo cual puede utilizarse verificación en campo por medio de medición de parámetros de líneas Fig.15. (3)

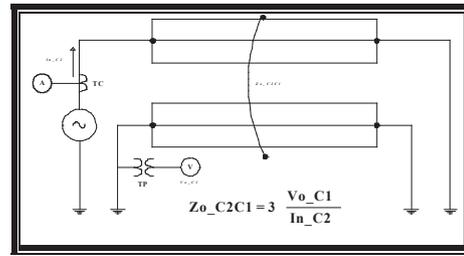


FIGURA 15: Medición en campo de  $Z_{0\_C2C1}$

## 5. OTROS EFECTOS DEL ACOPLAMIENTO MUTUO

### 5.1 Acoplamientos entre L/T en diferentes estructuras

Los acoplamientos entre diferentes estructuras pueden originarse por L/T cercanas de cualquier nivel de tensión. Estos acoplamientos afectarán la determinación de la impedancia de los relés de distancia, este efecto es similar a los planteados para una L/T doble circuito, es decir dependerá de:

- El valor de los acoplamientos que se presenten, los cuales dependen directamente de la distancia entre los circuitos.
- Sentido relativo entre las corrientes de aporte a la falla del circuito fallado y de la línea con la que presenta acoplamiento.
- Condiciones topológicas y de despacho del sistema.

Considerando el primer aspecto, se ha determinado los acoplamientos modificando la distancia “d” entre dos estructuras Fig. 16. De este análisis se observa que de igual manera que lo realizado en 3 los valores que generarían errores considerables son los acoplamientos entre redes de secuencia correspondientes y puntualmente el acoplamiento en secuencia cero.

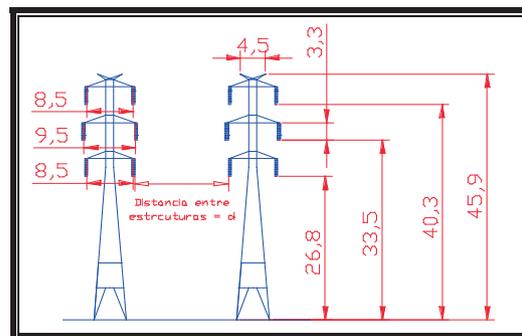
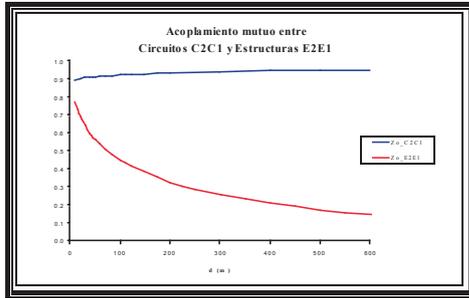


FIGURA 16: Distancia “d” entre estructuras de 230 KV

En la Fig.17 se detalla la disminución de los acoplamientos en secuencia cero entre circuitos de una misma estructura “Zo\_C2C1” y los acoplamientos entre circuitos de diferentes estructuras “Zo\_E2E1”, al modificar la distancia “d” entre estructuras indicadas en la Fig.16.



**FIGURA 17:** Acoplamiento mutuo de secuencia cero vs. distancia entre estructuras

Se había señalado que el error que se produciría por los acoplamientos en secuencia cero entre circuitos de una misma estructura “Zo\_C2C1”, se los evita considerando la compensación de líneas paralelas mediante el coeficiente de acoplamiento mutuo  $k_m$ , sin embargo, el error que producen los acoplamientos entre circuitos de diferentes estructuras “Zo\_E2E1”, no es posible de eliminarlo. Se debe señalar que el error final que generaría estos acoplamientos se ve disminuido considerando el lazo de medición que los relés realicen. Para el caso de dos L/T, doble circuito, de iguales longitudes, separadas 100 metros, considerando una falla monofásica al final de la L/T, un relé con compensación de efecto mutuo tendría un error de aproximadamente:

$$\frac{|eZ|}{|Z_{1-C1}|} = \frac{\left| \frac{Z_{0-E2E1}}{3(1+k_0+k_m)} \right|}{|Z_{1-C1}|} \approx \frac{0,451}{6,87} \approx 0,0657 \approx 6,57\%$$

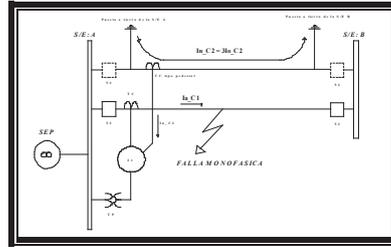
Se debe señalar que este efecto no es disminuido por los relés existentes en el mercado, por lo que debe ser considerado en la determinación de los ajustes de protección.

## 5.2 Puesta a tierra de una L/T

Cuando una L/T sale de servicio por mantenimiento, generalmente, y por seguridad del personal se la aterriza en ambos extremos Fig.18. En este escenario y ante la presencia de fallas con contacto a tierra, los acoplamientos mutuos generan una corriente inducida que circula por la L/T aterrizada. Esta corriente produce un subalcanse o sobrealcanse, que depende de las condiciones del sistema y del diseño de la subestación y del sistema de protecciones. Un relé con compensación del efecto mutuo determina la siguiente relación:

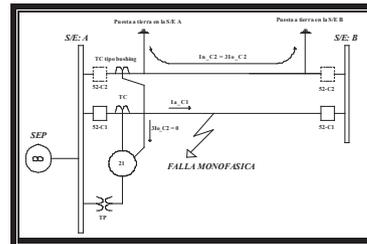
$$Z_{R-a} = \frac{V_{a-C1}}{I_{a-C1}(1+k_0) \pm I_{n-C2}k_m}$$

Para el caso de relés alimentados por transformadores de corriente ubicados después de la puesta a tierra (TC's tipo pedestal) Fig.18, estos continuarán detectando la corriente inducida en el circuito aterrizado, con lo que la compensación paralela ante fallas monofásicas  $k_m$  efectivamente corrige el error de medición de impedancia producido por el acoplamiento.



**FIGURA 18:** L/T aterrizada en los extremos. TC's tipo pedestal

Esta situación no sucede para el caso en que los TC's se encuentren antes de la puesta a tierra (TC's tipo bushing) Fig.19, con lo cual la corriente de la línea paralela hacia el relé es cero, consecuentemente la compensación mutua no se realiza.



**FIGURA 19:** L/T aterrizada en los extremos. TC's tipo bushing

Esto produce un error en el lazo de medición de impedancia que ya se determinó en el punto 3.2.3. Considerando una L/T transpuesta y si se asume que el efecto de los acoplamientos  $Z_{012-C2C1}$  corresponde en su totalidad al acoplamiento en secuencia cero  $Z_{00-C2C1}$ , se tiene:

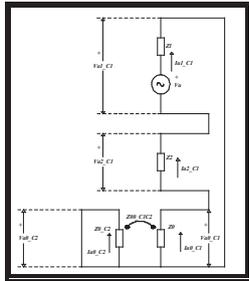
$$Z_{R-a} = Z_1 \left[ 1 \pm \frac{I_{n-C2}}{I_{a-C1}} \left( \frac{k_m}{1+k_0} \right) \right] \quad (25)$$

Del diagrama de secuencias mostrado en la Fig.20, se determina la corriente de neutro en la L/T aterrizada  $I_{n-C2}$  por efecto de la circulación de una corriente de falla monofásica del circuito paralelo  $I_{a-C1}$  es:

$$I_{n-C2} = I_{a-C1} \frac{Z_{00-C2C1}}{Z_{0-C2}} \frac{d}{L} \quad (26)$$

Se observa que la corriente de neutro en la L/T aterrizada

$I_{n-C2}$  depende de las impedancias de acoplamiento de secuencia cero de los dos circuitos  $Z_{0-C2C1}$  y de la impedancia de secuencia cero de la L/T aterrizada  $Z_{0-C2}$ . La primera afectada por el término “d” que representa la distancia en la que ocurre el cortocircuito y consecuentemente determina el voltaje que se induce en el tramo de L/T que se encuentra acoplada; y la segunda afectada por el término “L” que es la longitud total de la L/T y representa el camino efectivo, independiente del punto de falla, por el que circulará la corriente inducida.



**FIGURA 20:** Diagrama de secuencias: falla monofásica en C1 y C2 aterrizado

Con esta ecuación se determina la impedancia medida por un relé con compensación mutua, con la corriente de la línea paralela hacia el relé igual a cero. Para el caso de un sistema con fuente débil al otro extremo de la L/T, la impedancia medida es:

$$Z_{R-a} = Z_1 \left[ 1 - \frac{Z_{00-C2C1}}{Z_{0-C2}} \frac{d}{L} \left( \frac{k_m}{1+k_0} \right) \right] = Z_1 \left[ 1 - \frac{Z_{00-C2C1}}{Z_{0-C2} (2Z_1 + Z_0)} \frac{d}{L} \right] \quad (27)$$

Se observa que el relé se mantiene en sobrealcance durante una falla monofásica en cualquier punto del circuito. El sobrealcance con una falla al final de la L/T es de:

$$Z_{R-a} = Z_1 \left[ 1 - \frac{Z_{00-C2C1}}{Z_{0-C2} (2Z_1 + Z_0)} \right]$$

En la Fig.21 se observa la simulación del barrido de cortocircuito monofásico A (azul), en el C1 de una L/T de 200 km. Los ajustes planteados para cada zona se ajustan a la práctica común,  $Z_1 = 80\%$  de la L/T protegida,  $Z_2 = 120\%$  de la L/T protegida.

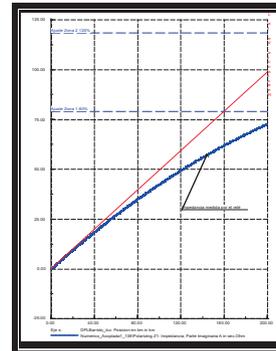
Para este caso el sobrealcance al final de la L/T es de aproximadamente:

$$eZ = - \left| \frac{Z_{00-C2C1}}{Z_{0-C2} (2Z_1 + Z_0)} \right|$$

$$eZ = - \left| \frac{(0,303 + j0,984)^2}{(0,446 + j1,545)[2(0,142 + j0,493) + 0,446 + j1,545]} \right| \approx -0,25 Z_1$$

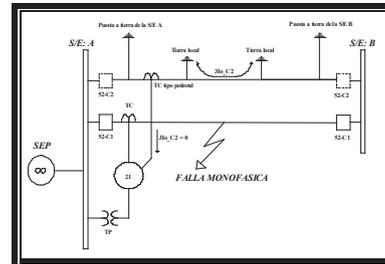
Es decir, se genera hasta un 25% de sobrealcance, con lo que puede producir descoordinación de protecciones. Se debe mencionar que la corriente inducida  $I_{n-C2}$  es

directamente proporcional a la distancia en la que ocurre el cortocircuito “d” y a la corriente de falla  $I_{a-C1}$ , sin embargo esta última disminuye conforme aumenta “d”, por lo que el sobrealcance presenta una relación no lineal.



**FIGURA 21:** Barrido de cortocircuito: falla monofásica en C1 y C2 aterrizado

El fenómeno de afectación de los alcances por L/T aterrizadas ocurrirá de manera similar si se utilizan tierras locales para la realización del mantenimiento de la L/T Fig.22.



**FIGURA 22:** L/T aterrizada mediante tierras locales

Sin embargo, los tiempos en los cuales se realiza un mantenimiento son generalmente cortos por lo que el reajuste de los relés puede no ser realizado debido a la probabilidad de falla durante este tiempo. En el caso de períodos de mantenimiento más grandes se debe analizar la necesidad de reajustar las protecciones, considerando los aspectos mencionados en este punto.

## 6. CONCLUSIONES

Los acoplamientos entre redes de secuencias de un mismo circuito son considerados mediante la aplicación del método de cálculo de cortocircuito denominado “Completo” o de superposición de Power Factory de DigSilent. La norma IEC-909, del mismo software, por definición no considera estos acoplamientos dentro del cálculo.

El método de cálculo IEC-909-1988, por definición se encuentra limitado a niveles de voltaje de hasta 230 kV,

generalmente con este nivel de voltaje se trabaja con longitudes de L/T menores a 250 km, por lo que los efectos de los acoplamientos entre secuencias del mismo circuito no resultan trascendentes en el cálculo.

Para mayores niveles de voltaje, consecuentemente L/T mas largas, se debe analizar el método que se utilizará en el cálculo de cortocircuitos y ajustes de protecciones. En el Power Factory, si bien existe el método denominado "completo" este requiere de la convergencia del flujo de carga previo al cálculo del cortocircuito. Esta condición requiere de la información de despacho de generación y carga prevista para una condición establecida.

El ajuste de las constantes de compensación por el retorno de tierra k0 y por efecto mutuo km, afectan directamente en la determinación de la impedancia de falla, por tal razón deben ser determinadas mediante simulación y verificadas en campo por medio de medición de parámetros de líneas.

En el caso de mantenimiento, con L/T aterrizadas, se debe analizar la necesidad de reajustar las protecciones de distancia, considerando los períodos de tiempo requeridos para el mantenimiento.

El efecto del infeed, en L/T doble circuito puede determinar el tipo de esquema de teleprotección a utilizarse; en caso de longitudes cortas y con fuerte infeed en los extremos, es recomendable la utilización del esquema POTT (Permissive Overreach Transfer Trip) con característica cuadrilateral, con lo cual se puede dar una cobertura efectiva a toda la L/T con resistencias típicas de falla para diversas condiciones topológicas.

## 7. REFERENCIAS BIBLIOGRAFICAS

- (1) FORTESCUE, C, Method of Symmetrical Coordinates Applied to the solution of Polyphase Networks, Trans. AIEE 37. 1918. pp. 1027-1140.
- (2) ANDERSON, P, Analysis of Faulted Power Systems, Iowa, EEUU. 1978, Primera Edición. The Iowa State University Press. pp. 71-145.
- (3) ZIEGLER, G, Numerical Distance Protection, Erlangen, Germany, 2006, Segunda Edición. Publicis Corporate Publishing. pp. 151-161.

## 8. CURRICULUM VITAE



**Antonio Fonseca A.-** Nació en Quito, Ecuador en 1979. Recibió su título de Ingeniero Eléctrico (marzo 2003) en la Escuela Politécnica Nacional (EPN) Quito-Ecuador. Actualmente, se desempeña en la División de Operación de la Compañía Nacional de Transmisión

Eléctrica TRANSELECTRIC S.A. Adicionalmente se encuentra desarrollando su tesis de MSc en Ingeniería Eléctrica en la EPN, donde se desempeña como profesor de Protecciones Eléctricas en la carrera de Ingeniería Eléctrica desde marzo de 2007.

### ANEXO 1 PARÁMETROS DE CONDUCTORES

Los parámetros eléctricos básicos requeridos para la simulación de la L/T se indican a continuación:

Parámetro	Conductor de fases (a)	Conductor de guarda (b)
Resistencia DC [ $\Omega$ /km]	0.0510	4.2324
Diámetro Externo [mm]	31.9786	9.1500
Radio Equivalente RMG [mm]	12.6492	4.0000
Capacidad nominal [kA] (c)	1.0810	-

- (a) Corresponde al conductor 1113 ASCR Bluejay
- (b) Conductor de acero de grado H.S de 7 hilos
- (c) Capacidad de corriente determinada a: Temperatura del conductor 75°, Temperatura ambiente 25°, Velocidad del viento 0.6 m/s, Emisividad del cable 0.5, Sol 1000w/m2 a nivel del mar

La información relacionada con la capacidad de corriente, es un parámetro utilizado para análisis de cargabilidad de la L/T, este valor no afecta en la determinación de la matriz de impedancias.