

# Guía para mejorar el comportamiento bajo descargas tipo rayo de las líneas aéreas de distribución eléctrica Norma IEEE STD 1410

Tercera parte

Versión al español por el ingeniero Adolfo Cano Hencker

## Anexos

### Anexo A (Informativo)

#### Ejemplos De Uso De La Guía A.1. Ejemplo 1 Diseño De Cruceta De Madera Para 15 Kv

Problema: Una empresa de servicio de energía eléctrica está efectuando una revisión del diseño de una línea de distribución de tres fases de 15 kV estándar, (ver figura A.1). La empresa de servicio está en un área de moderadas descargas atmosféricas con un nivel cerámico de 40 días de tormentas por año. Los aisladores utilizados son aisladores de porcelana tipo espiga, clase ANSI 55-4. Se asume que los soportes de la cruceta son conductores y que los aisladores están montados sobre pines de acero. Los cables de retenida tienen aisladores de porcelana tipo tensor, clase ANSI 54-4. El tamaño estándar del poste es de 12.2m enterrado a una profundidad de 2m. El objetivo consiste en estimar el comportamiento ante descargas tipo rayo del diseño general y las posibles mejoras.

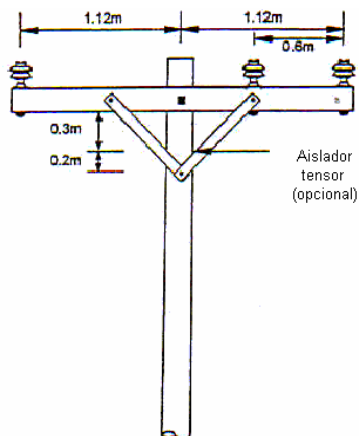


Figura A.1

Figura A.1. Diseño de cruceta de madera de 15 kV.

**Nivel de aislamiento.** El VFIC para varias trayectorias de flameo se muestra en la tabla A.1.

**Descargas directas.** La densidad de descargas DRT se puede estimar del nivel cerámico:

$$N_g = 0.04 (40)^{1.25} = 4 \text{ rayos/km}^2/\text{año}$$

La altura del conductor superior es de 10.2 m con un ancho de la estructura de 2.24 m. De la ecuación (4) el número de rayos directos en campo abierto es:

$$N = 4 [28(10.2)^{0.6} + 2.24]/10$$

$$N = 46 \text{ rayos/100 km/año}$$

Asumiendo un factor de protección de 0.75 y que todas las descargas directas causarían flameo, el número estimado de flameos directos será:

$$\text{Flameos directos que impactan la línea} = 11.5 \text{ flameos/100 km/año}$$

$$\text{Flameos inducidos (campo abierto)} = 4 (2) \text{ rayos/100 km/año}$$

$$= 8 \text{ rayos/100 km/año}$$

Debido a que muchas de las líneas de distribución están protegidas (muy cerca de estructuras altas, por ej:  $S_f = 0.75$ ), las descargas de alta magnitud pueden terminar muy cerca, sin golpear la línea de distribución directamente. Esto causará más flameos inducidos. El número de flameos por tensiones inducidas estaría entre el número de flameos en campo abierto, (8 flameos/100 km/año en este caso) y el número de rayos directos en campo abierto (46 rayos/100 km/año en este caso). Como un estimativo se puede asumir que los flameos por tensiones inducidas son dos veces los flameos inducidos en campo abierto.

$$\text{Flameos inducidos} = 16 \text{ flameos/100 Km. /año}$$

Se asume que todos los flameos causan fallas, como se muestra:

Total de fallas = directas + inducidas  
 = 27 fallas/100 Km. /año

**TABLA A.1 - CÁLCULO DEL VFIC PARA VARIAS TRAYECTORIAS POSIBLES DE FLAMEO EN UN DISEÑO DE POSTE PARA 15 KV**

DE	A	TRAYECTORIA DE FLAMEO	VFIC TOTAL [kV]
Fase media	Cable tensor	Aisladores (105 kV) + 0.2 m de poste de madera (47 kV) + Aislador tipo tensor (0 kV)	152
Fase externa	Cable tensor	Aislador (105 kV) + 0.6 m de cruceta de madera (150 kV) + 0.2 m de poste de madera (13 kV) + Aislador tipo tensor (0 kV)	268
Fase derecha	Fase media	Aislador (105 kV) + 0.6 m de cruceta de madera (150 kV) + Segundo aislador (20 kV)	275
Fase derecha	Fase media	Aire	360

**Opciones de mejoramiento a considerar.** Se ha decidido considerar cambios que sean relativamente de bajo costo y de fácil implementación. La primera consideración para reducir los flameos por tensiones inducidas serían cambios en el aislamiento con un objetivo de aumentar el VFIC a 300 kV.

- Uso de aisladores tipo tensor de 50 cm. en fibra de vidrio. Esto aumentará el VFIC de la fase media al tensor a 310 kV [0.5 m de aislador tensor en fibra de vidrio (250 kV) + aislador (0.45 . 105 kV = 47 kV) + 0.2 m de poste de madera (0.2 m . 65kV/m = 13 kV)]: Esto elimina en forma efectiva los flameos por tensiones inducidas.
- Uso de anclajes de cruceta de madera. Este agregará una cantidad significativa de madera a la trayectoria de flameo de fase media a tensor. El VFIC a lo largo de esta trayectoria será aproximadamente 255 kV [aislador (155 kV) + cruceta de madera (0.52 m . 250 kV/m = 130 kV) + poste de madera (0.3 m . 65 kV/m = 20 kV)] Esto reduce el número de flameos por voltajes inducidos a menos de 0.8 flameos/100 km/año.

Otros diseños de estructura tales como líneas terminales, en ángulo y de cruce deberán ser también examinadas. Las diferentes opciones de mejoramiento pueden ser comparadas en costos contra los diseños existentes y contra la mejora en confiabilidad en el servicio y calidad de la energía.

## A.2. Ejemplo 2 Línea de distribución de 35kV con cable de guarda

**Problema:** Una empresa de servicio de energía eléctrica está considerando utilizar el diseño de una línea de distribución protegida para sus circuitos de 35 kV de cuatro cables con neutro multiaterrizado (ver figura A.2). La línea será construida en un área con un factor de protección de 0.5 debido a estructuras cercanas y con un nivel cerámico de 60 días de tormentas al año. El diseño provee un ángulo de apantallamiento de 24°. Los aisladores de fase corresponden a aisladores de porcelana tipo Line Post, clase ANSI 57-2, montados sobre brazos metálicos. El cable de protección está soportado por un aislador de porcelana tipo pin, clase ANSI 55-5. La línea de distribución utiliza postes de madera de 15.24 m de altura y cada poste tiene su puesta a tierra con una resistencia de 10 Ohmios o menos.

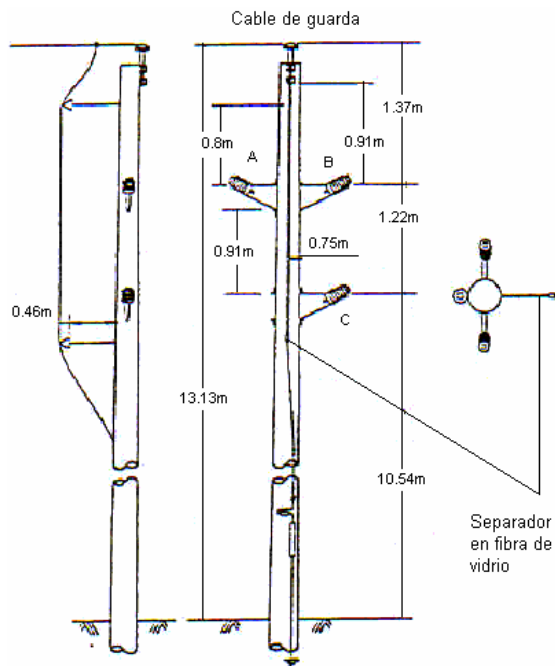


Figura A.2

**Figura A.2.** Estructura en poste de madera de línea a 35 kV con cable de guarda.

De los cálculos de VFIC de la tabla A.2, es obvio que son necesarios separadores de fibra de vidrio para el cable de puesta a tierra. El cable de la línea de tierra está separado del poste con un aislador de fibra de vidrio de 0.46 m y está pegado al poste a 0.49 m debajo del conductor de fase inferior. Sin los brazos de fibra de vidrio, el VFIC sería de 180kV, lo cual generaría flameos por voltajes inducidos y el cable de protección no sería efectivo para prevenir flameos por descargas directas. Aunque la trayectoria más baja es 261 kV, las trayectorias más críticas son las trayectorias de flameo fase a tierra, debido a que el voltaje en una descarga al cable de guarda y voltajes inducidos por esta son esfuerzos de voltaje fase a tierra. La mínima trayectoria de flameo fase a tierra es 325 kV de la fase C a la línea de tierra del poste.

TABLA A.2 - CÁLCULO DEL VFIC PARA LÍNEA DE 35 KV CON CABLE DE PROTECCIÓN			
DE	A	TRAYECTORIA DE FLAMEO	VFIC TOTAL [kV]
Cable de tierra	A,B,C	Aislador Tipo poste ( sin conexión a tierra)	180
Cable de guarda	A,B	Aislador tipo Line post (180 kV)	+
		0.91 m de poste de madera (214 kV)	+
		Aislador tipo pin (24 kV)	
Cable de guarda	C	Aislador tipo Line post (180 kV)	+
		2.13 m de poste de madera (501 kV)	+
		Aislador tipo pin (24 kV)	
A	B	Primer aislador de poste (180 kV)	+
		Segundo aislador de poste (81 kV)	
A,B	C	Primer aislador de poste (180 kV)	+
		0.91 m de poste de madera (214 kV)	+
		Segundo aislador de poste (36 kV)	
Línea de tierra	C	Aislador tipo Line post (180 kV)	+
		Brazo de fibra de vidrio (145 kV)	
Línea de tierra	A,B	Aislador tipo Line post (180 kV)	+
		0.8 m de poste de madera (188 kV)	+
		Brazo de fibra de vidrio (92 kV)	
Línea de tierra	A,B,C	0.75 m de aire (450 kV)	450

**Descargas directas.** La densidad de descargas a tierra DRT puede estimarse del nivel cerámico en la siguiente ecuación:

$$N_g = 0.04 \cdot (60)^{1.25} = 6.68 \text{ rayos/km}^2/\text{año}$$

La altura del cable de guarda es de 13.13m el ancho de los conductores de fase es 1.22 m. De la ecuación (4), el número de descargas directas en campo abierto es:

$$N = 6.68 [(28 \cdot 13.13^{0.6})/10] = 87.7 \text{ rayos /100 km/año}$$

Las descargas directas, usando un factor de protección de 0.5 son: Rayos directos a la línea = 43.8 rayos/100 km/año.

Debido a que la línea de distribución tiene puestas a tierra en cada poste y el ángulo de apantallamiento es menor de 45°, todas las descargas a la línea de distribución se asume que caerán en el cable de guarda. El número de flameos puede ser determinado de la figura 8 con una resistencia a tierra de 10 Ohmios usando la curva de VFIC de 350 kV.

Flameos por descargas directas que impactan la línea = (43.8 flameos/100 km/año) (4%)

Flameos directos = 1.8 flameos/100 km/año

**Flameos inducidos.** Con un VFIC de 325 kV, se asume que la estructura es inmune a los flameos por tensiones inducidas, (esto sale de la figura 5), primera parte. Todos los flameos se deben entonces a descargas directas, y se asume que todos los flameos causan fallas, como se muestra:

Total fallas = Directas = 1.8 fallas/100 km/año

**Opciones de mejoramiento a considerar.** El diseño mostrado en la figura A.2 tiene muy buen comportamiento al flameo. Una consideración es que el objetivo de diseño de 10 Ohmios de impedancia a tierra puede ser difícil de lograr en la práctica. La figura 8 puede ser usada para estimar la reducción en el rendimiento debida a la impedancia del suelo. Por ejemplo, si la impedancia del suelo es 50 Ohmios, la rata de flameos aumentará al 35% de las descargas directas (15.3 fallas/100 km/año).

Una opción de mejoramiento a considerar sería utilizar brazos aislantes de fibra de vidrio en lugar de los brazos de acero especificados. Esto aumentará los VFIC fase a fase y fase a tierra.

Cuando se compara este diseño con diseños no protegidos, el incremento en el costo de construcción deberá balancearse contra los costos de las interrupciones de energía causadas por los flameos.

## Anexo b (informativo)

### Modelos técnicos y suposiciones B.1. Apantallamiento

Un modelo electromagnético puede ser utilizado para estimar el factor de protección de una porción específica de una línea de distribución. Un modelo electromagnético está basado en la idea de que una línea de distribución u otro objeto tiene un cierto radio de atracción que aumenta con la altura, e igualmente el radio de atracción depende de la magnitud de la corriente en la descarga tipo rayo. Aunque se han propuesto varios modelos, la ecuación usada para el cálculo de las distancias críticas de choque es la ecuación adoptada por el grupo de trabajo de la IEEE para estimar el comportamiento de las líneas de transmisión a las descargas tipo rayo, dada por la ecuación B.1.

$$r_s = 10 \cdot I_o^{0.65} \quad (B.1)$$
$$r_g = 0.9 r_s$$

Donde:

- $r_s$  Es la distancia de choque al conductor (m)
- $r_g$  Es la distancia de choque a tierra (m)
- $I_o$  Es la corriente pico del rayo (kA)

Este modelo electromagnético es usado para los cálculos de factor de protección mostrados en la figura 4 y para la estimación del flameo por voltajes inducidos (ver B.2). El modelo electromagnético puede también ser usado para estimar el número de rayos directos sobre una línea de distribución. Esta es una aproximación alterna a la fórmula de Ericksson dada en la ecuación (4). Este modelo electromagnético da resultados para descargas directas que están cerca de la fórmula de Ericksson para alturas de línea por debajo de 15 metros. Para líneas de distribución con alturas mayores, la diferencia es mucho mayor.

### B.2. Flameos por voltajes inducidos

Los cálculos teóricos del número de flameos en líneas de distribución producidos por descargas cercanas han sido descritos en forma detallada basados en el trabajo de Chowdhuri. Este trabajo considera básicamente los campos electromagnéticos del rayo propagándose sobre una tierra de conductividad perfecta, para el que cualquier componente del campo a lo largo de los conductores de la línea de distribución es inexistente. Los parámetros básicos considerados son densidad de descargas a tierra DRT, la distancia crítica de choque  $r_s$  y el término "causa", el cual en este modelo es la corriente pico de la descarga tipo rayo.

Dada la naturaleza al azar de las descargas tipo rayo, cualquier cálculo deberá mantenerse dentro del campo de las probabilidades y como tal, las distribuciones probabilísticas de los parámetros involucrados tendrán que ser utilizadas. En este trabajo se adoptaron las

distribuciones de la CIGRE para la corriente pico de la descarga tipo rayo.

El concepto de distancia crítica de choque, el cual deberá ser considerado aquí con el fin de determinar la distancia a la línea de distribución desde donde la descarga tipo rayo no afectará la línea, esta dado en la ecuación (B.1).

Han sido establecidos modelos detallados para estimar los voltajes inducidos. Se han hecho esfuerzos para formular un modelo completo que tenga en cuenta efectos del suelo sobre la amplitud y la forma de onda del voltaje inducido.

Varios modelos de voltajes inducidos se tienen disponibles y todos son muy dependientes de varios parámetros que incluyen modelo electromagnético, modelo de corriente de la descarga, velocidad de retorno de la descarga y características de la forma de onda de la corriente. El modelo Rusck se escogió para voltajes inducidos debido a su simplicidad, porque ha mostrado ser matemáticamente correcto y porque ha mostrado ser equivalente a modelos más complicados con algunas suposiciones simples.

## B.2.1. Voltaje inducido

De acuerdo a Rusck, el máximo voltaje que es inducido en una línea de energía en el punto más cercano a la descarga tipo rayo está dado por:

$$v_{\max} = \frac{Z_0 I_0 h}{y} \left( 1 + \frac{1}{\sqrt{2}} \frac{\gamma}{\gamma_0} \frac{1}{\sqrt{1 - \frac{1}{2} \left( \frac{\gamma}{\gamma_0} \right)^2}} \right) \quad (B.2)$$

Donde:

- $Z_0$  es  $1 / (4 \pi) \sqrt{\mu_0 / \epsilon_0} = 30$  Ohmios;
- $I_0$  es la corriente pico del rayo;
- $h$  es la altura promedio de la línea de distribución sobre el nivel de tierra;
- $y$  es la distancia más corta entre la descarga del rayo y la línea;
- $\gamma$  es la velocidad de retorno de la descarga
- $\gamma_0$  es la velocidad de la luz en espacio libre

El valor para  $Z_0$  es 30 Ohmios y generalmente se asume un valor de  $\gamma$  que varía entre 0.3 y  $1.5 \times 10^8$  m/s. Para la expresión simplificada dada en esta guía, la velocidad de retorno de la descarga se asume como  $1.2 \times 10^8$  m/s.

## B.2.2. Frecuencia de flameos por descargas indirectas

Para estimar la frecuencia de flameo, se consideran los procedimientos descritos en la bibliografía. El intervalo de la corriente pico del rayo 1 – 200 kA se divide en intervalos de 1 kA y la probabilidad de que la corriente pico caiga dentro del intervalo se calcula de la ecuación (3). Esta se da como la diferencia entre la probabilidad de que la

corriente sea mayor o igual que el límite inferior y la probabilidad de que la corriente alcance el límite superior. La distancia máxima  $y_{\max}$  para cada intervalo de pico de corriente en la cual el rayo puede producir un flameo del aislamiento en la línea de distribución es entonces calculada. Esto es obtenido resolviendo la ecuación (B.2) para  $y$ , tomando  $I_0$  como el límite inferior de la corriente del intervalo, tomando  $V_{\max}$  como 1.5 VFIC. El factor 1.5 es una aproximación que tiene en cuenta el cambio en la curva voltaje vs tiempo del aislamiento. Esta aproximación es utilizada para cálculos de voltaje inducido, cable de protección y separación entre pararrayos. Se asume que estos voltajes presentan unas formas de onda más cortas en duración que la onda tradicional estándar de  $1.2 \times 50$  microsegundos.

La distancia mínima  $y_{\min}$  para la cual el rayo no se desvía de la línea, se calcula de la ecuación (5). Por esto,  $r_s$  y  $r_g$  se calculan tomando el límite superior del intervalo de la corriente. Esto se muestra gráficamente en la figura B.1.

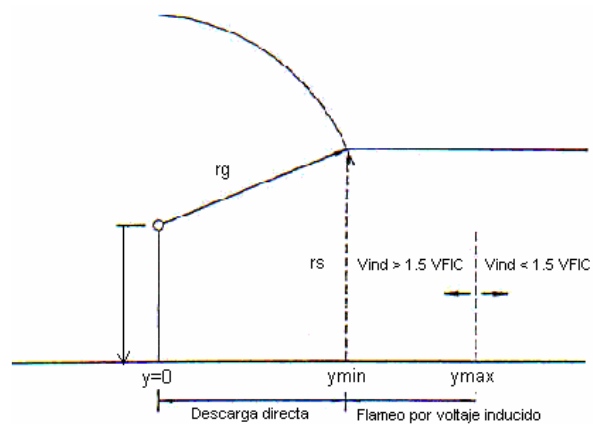


Figura B.1

**Figura B.1.** Uso de los modelos electromagnético y de Rusck para determinar el flameo por una descarga directa o por un voltaje inducido.

$$y_{\min} = \sqrt{r_s^2 - (r_g - h)^2} \quad (B.3)$$

Por ejemplo, siguiendo el procedimiento descrito, con un VFIC de 200 kV, para un intervalo de corriente de 49 – 50 kA,  $y_{\max}$  y  $y_{\min}$  resultan en 84.6 m y 72.5 m, respectivamente. En campo abierto los siguientes tres escenarios pueden ocurrir:

- a) Si el rayo cae entre  $y = 0$  y  $y = y_{\min} = 72.5$  m, el rayo caerá en la línea.
- b) Si la descarga cae entre  $y = y_{\min} = 72.5$  m y  $y = y_{\max} = 84.6$  m, el rayo caerá en tierra y causará un flameo de voltaje inducido.
- c) Por encima de  $y = y_{\max} = 84.6$  m, el rayo caerá a tierra y no causará flameo.

Finalmente, el número de flameos del aislamiento por km de línea de distribución por año,  $F_p$ , se obtiene de la sumatoria de las contribuciones de todos los intervalos considerados, como se expresa por

$$F_p = 2 \cdot \sum_{i=1} (y_{\max}^i - y_{\min}^i) \cdot N_g \cdot P_i \quad (B.4)$$

### B.2.3. Comparación experimental

El método descrito aquí provee una forma simplificada para determinar el número esperado de flameos a una línea de distribución por descargas cercanas.

Pruebas de campo y pruebas sobre rayos provocados dan una indicación de la seguridad de este modelo. Descargas tipo rayo registradas en una chimenea de 200 metros de altura, a 200 metros de la línea mostraron mediciones con muy buena correlación con este modelo, (aunque algunas mediciones tienen poca correlación). Mediciones de rayos provocados con lanzacohetes efectuadas en una línea de distribución a 145 metros de la descarga tipo rayo mostraron que las mediciones fueron un 63% mayores que los voltajes modelados. Ericksson y otros, mostraron resultados con muy buena correspondencia con el modelo de Rusck.

### B.2.4. Efecto del apantallamiento

Los resultados dados en la figura 5 corresponden a una línea de distribución en campo abierto. Este modelo es comparable con los resultados experimentales discutidos en B.2.3. Un circuito con árboles y edificios en las cercanías no tendrá muchas descargas directas, pero tendrá más posibilidades de flameos por voltajes inducidos debido a que los objetos cercanos permitirán descargas cercanas a la línea. El modelo de Rusck para una línea de distribución protegida por objetos en la cercanía da estimaciones poco confiables del comportamiento de la línea de distribución como se observa en la figura B.2. Este modelo asume que los objetos cercanos causarán descargas a unas distancias iguales de la línea de distribución usando  $y_{\max}$  para determinar el número de flameos.

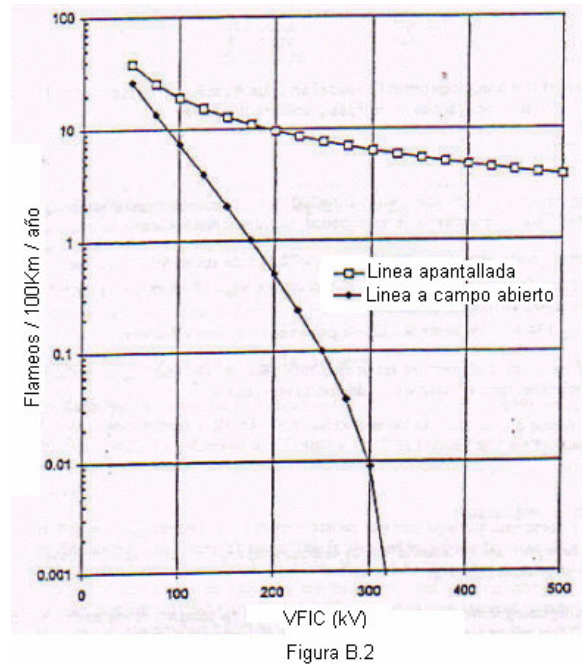
$$F_p = 2 \cdot \sum_{i=1}^{200} y_{\max}^i \cdot N_g \cdot P_i \quad (B.5)$$

Este modelo es irreal en cuanto a que da muchos flameos para circuitos con altos valores de VFIC. El modelo I/Y que predijo Rusck se puede venir a tierra por descargas muy cercanas a la línea. Igualmente, mucha parte de la verificación del modelo de Rusck ha sido efectuada para líneas en campo abierto o para descargas con distancias por encima de 100 metros.

### B.3. Modelo del cable de guarda

La estimación del comportamiento del cable de guarda se modela utilizando una propuesta similar a la adoptada por el grupo de trabajo para estimar el comportamiento ante descargas tipo rayo de las líneas aéreas y usado en el programa FLASH. Una distancia más estrecha entre postes en las líneas de distribución impide un modelo seguro con el algoritmo existente, de tal modo que es necesario efectuar algunas modificaciones para las líneas de distribución.

Debido a las cortas distancias entre postes en líneas de distribución, las reflexiones de postes adyacentes pueden reducir el voltaje del aislador. Dichas reflexiones de postes adyacentes reducirán tanto el voltaje pico como la cola de la onda. Para cálculos del voltaje pico, solo los postes adyacentes deberán ser considerados. Para cálculos de los voltajes de cola, se necesita considerar postes adicionales, (el modelo FLASH desprecia torres con tramos adyacentes).

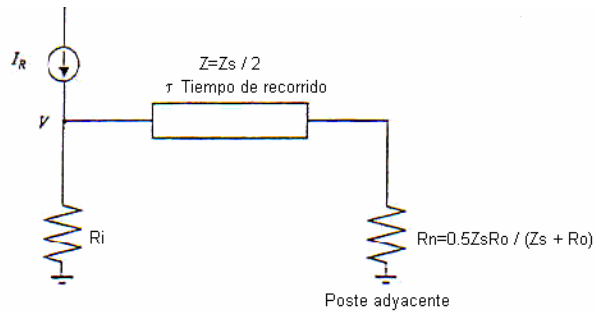


**Figura B.2** Flameos por voltajes inducidos basados en el modelo de Rusck para un circuito en campo abierto y para un circuito protegido por árboles y/o edificios.

El modelo FLASH efectúa cálculos de voltaje a 2  $\mu$ s y a 6  $\mu$ s. Para líneas de distribución, solo el voltaje a 2  $\mu$ s será calculado. Se asume que reflexiones de postes adyacentes rápidamente reducirán la cola, de tal manera que el punto de 2  $\mu$ s determina el punto de flameo. Los voltajes de baja frecuencia pueden ser ignorados. Aunque estos pueden afectar cual o cuales fases flamean, los efectos del voltaje de baja frecuencia no cambiarán la rata total de flameo.

La impedancia del poste y el tiempo de recorrido no contribuirán significativamente a incrementar los voltajes cerca del frente de onda, debido a las pequeñas alturas de los postes. Por ello, los efectos del poste pueden ser ignorados.

El modelo simplificado considerado se muestra en la figura B.3, modelado con puesta a tierra adyacente.  $Z_s$  es la autoimpedancia del cable de guarda.



**Figura B.3.** Modelo simplificado de una descarga directa a un cable de guarda para líneas de distribución.

Una expresión para el voltaje, incluyendo reflexiones de postes adyacentes, se resuelve en  $t = 2 \mu s$  como se muestra en la ecuación (B.6). El voltaje fase a tierra a través del aislamiento es igual a  $v(1-c_n)$ . Donde  $c_n$  es el coeficiente de acople.

$$V = \frac{I_{Ri}}{2} \left( Z_i - \frac{Z_w(1-\psi^N)}{1-\psi} \right) + I_R z_w \left( \frac{(1-\psi^N)}{(1-\psi)^2} - \frac{N\psi^N}{1-\psi} \right) \quad (B.6)$$

$$Z_w = \frac{2R_i^2 Z(Z - R_n)}{(Z + R_i)^2 (Z + R_n)} \quad (B.7)$$

$$z_i = \frac{R_i Z}{Z + R_i} \quad (B.8)$$

$$\psi = \frac{(Z - R_i)(Z - R_n)}{(Z + R_i)(Z + R_n)} \quad (B.9)$$

Donde:

$N$  es el valor más grande que puede alcanzar el número de onda (el mayor número entero es  $< t/2\tau$ ).

Una tierra no lineal dada por las ecuaciones siguientes se utiliza para la puesta a tierra del poste escogido:

$$R_i = \frac{R_0}{\sqrt{1 + \frac{I_R}{I_g}}} \quad (B.10)$$

$$I_g = \frac{E_g \rho}{2\pi R_0^2} \quad (B.11)$$

$$I_g = I_R \frac{R_0 Z}{R_0 + Z} \quad (B.12)$$

Donde:

$R_i$  es la resistencia de puesta a tierra del poste, la cual es función de la corriente a través de la resistencia;  
 $R_0$  es la resistencia medida de baja corriente  
 $E_g$  es la tensión de falla del suelo o el gradiente de ionización que se asume de 300 kV/m;  
 $\rho$  es la resistividad del suelo en Ohmios .m;  
 $I_R$  es la corriente pico de la descarga.

Debido a que mucha menos corriente fluirá a través de postes adyacentes a tierra, la baja resistencia de corriente,  $R_0$ , es usada para los postes adyacentes a tierra.

A 2 microsegundos, la curva de aislamiento voltaje - tiempo se asume que el VFIC tiene un incremento de 1.5 veces. Esto es algo más bajo que la curva de voltaje - tiempo para longitudes de aisladores usadas en el modelo FLASH (el cual es 1.68 veces el VFIC a 2 microsegundos). Este modelo se repite para encontrar la corriente crítica usada para hallar la probabilidad de flameo utilizando la ecuación (3). El resto de suposiciones para el modelo del cable de guarda es el mismo que para el modelo FLASH.

Para los resultados del cable de guarda mostrado en la figura 8,  $c_n = 0.35$ ,  $Z_s = 400\Omega$ ,  $\rho = 1000 \Omega .m$ , distancia entre postes = 75 m, y  $\tau = 0.25$  microsegundos.

## B.4 Distancia entre pararrayos

### B.4.1. Descargas directas

Si un rayo cae en la mitad del vano entre un poste con pararrayos y otro poste sin pararrayos, el voltaje que se puede desarrollar en el poste desprotegido está determinado por la distancia de separación entre la descarga del rayo y el poste con pararrayos. Esta está determinada por la distancia de separación al próximo poste con pararrayos ( $L/2$ ), el nivel de voltaje de descarga del pararrayos  $V_{IR}$ , la velocidad de la onda  $c$  y la rata de aumento del voltaje ( $I Z_0 / 2Tf$ , donde  $Tf$  es el tiempo de subida).

$$V = \left( V_{IR} + \frac{L}{C} \frac{I Z_0}{2Tf} \right) \quad (B.13)$$

La corriente pico de la descarga requerida para causar flameo puede ser encontrada haciendo  $V = 1.5$ . VFIC y resolviendo para  $I$ .

$$I_{\frac{1}{2} \text{ vano}} = \frac{2cTf(1.5VFIC - V_{IR})}{LZ_0} \quad (B.14)$$

El factor 1.5 se aproxima al incremento en la curva voltaje - tiempo.

Asumiendo  $Tf = 2 \mu s$ , VFIC = 350 kV,  $Z_0 = 10 \Omega$ ,  $L = 75$  m,  $V_{IR} = 40$  kV, el porcentaje de flameos puede ser calculado:

$$I_{\frac{1}{2} \text{ vano}} = 19.4 \text{ kA}$$

La probabilidad de exceder esta corriente, dada por la ecuación (3), da la probabilidad de flameo como

$$P_{\frac{1}{2} \text{ vano}} = 77.2 \%$$

Si una descarga directa tipo rayo cae en un poste con fases no protegidas por pararrayos, se asume que flamea el 100% de las veces. Si un rayo cae en un poste protegido por pararrayos, la probabilidad de que haya flameo en el próximo poste se determina por el VFIC del poste desprotegido y la resistencia de puesta a tierra del poste con pararrayos.

$$I_{\text{poste}} = \frac{1.5 * VFIC * V_{IR}}{R_0} \quad (B.15)$$

La probabilidad de flameo puede ser calculada de la corriente crítica  $I_{\text{poste}}$  con  $V_{IR} = 40\text{kV}$ .

Si  $R_g = 25 \Omega$  y  $VFIC = 150 \text{ kV}$ , entonces  $I_{\text{poste}} = 7.4 \text{ kA}$ ,  $P_{\text{poste}} = 98 \%$

Si  $R_g = 10 \Omega$  y  $VFIC = 350 \text{ kV}$ , entonces  $I_{\text{poste}} = 48.5 \text{ kA}$ ,  $P_{\text{poste}} = 24\%$

Usando las probabilidades de un rayo a postes con pararrayos, aquellos sin pararrayos y en la mitad del vano entre postes, (asumiendo que el 50% del tiempo cae en la mitad del vano), es posible crear una tabla de flameos vs distancia entre pararrayos como lo muestra la tabla B.1.

**Tabla B.1.** Flameos por descargas directas para diferentes distancias al próximo pararrayos

Distancia entre pararrayos	Porcentaje de flameo, $R_g=25 \Omega$ , $VFIC=150 \text{ kV}$	Porcentaje de flameo, $R_g=10\Omega$ , $VFIC= 350 \text{ kV}$
1	0	0
2	100	70
3	100	80
4	100	85
infinito	100	100

## B.4.2. Flameos por voltajes inducidos

El modelo de Rusck se asume para voltajes inducidos por rayos cercanos. Si el rayo cae a tierra perpendicular a la ubicación del poste con pararrayos, se asume que no ocurrirán flameos. Si el rayo cae perpendicular a la ubicación del poste sin pararrayos, el voltaje que se desarrolla en el poste estará determinado por la distancia de separación al próximo poste sin pararrayos (L), el nivel

de descarga del pararrayos ( $V_{IR}$ ), la velocidad de la onda (c) y la rata de incremento del voltaje inducido ( $V_{pk} / Tf$ ):

$$V = V_{IR} + \frac{2LV_{pk}}{Tf c} \quad (B.16)$$

El voltaje inducido requerido para causar flameo puede encontrarse haciendo  $V=1.5 \text{ VFIC}$  (1.5 es el factor que representa el aumento en la curva voltaje – tiempo).

$$V_{pk} = (1.5 \cdot VFIC - V_{IR}) (Tf c / 2L) \quad (B.17)$$

Si  $V_{pk} / 1.5$  se utiliza como un VFIC equivalente, el número de flameos por año puede ser estimado para el poste. Este se encuentra buscando el número de flameos para un VFIC igual a  $V_{pk} / 1.5$  en la curva de flameo de voltaje inducido (figura 5). Para  $VFIC = 150 \text{ kV}$ ,  $V_{IR} = 40 \text{ kV}$ ,  $Tf = 1 \mu\text{s}$  y  $L = 75 \text{ m}$ , los resultados están dados en la tabla B.2.

**Tabla B.2.** Número equivalente de flameos inducidos para diferentes distancias al próximo pararrayos

Distancia al próximo pararrayos	Voltaje requerido para causar flameo $V_{pk}$ (kV)	Número equivalente de flameos /100 km/año
0	Infinito	0
1	220	0.11
2	150	1.8
3	150	1.8

Promediando los números anteriores para diferentes distancias entre pararrayos, se obtienen los resultados que se muestran en la tabla B.3. Aunque existan distancias relativamente amplias entre pararrayos su comportamiento es relativamente bueno (con pararrayos cada 300 metros se disminuyen los flameos al 28% del valor sin pararrayos).

**Tabla B.3.** Flameos inducidos para varias distancias entre pararrayos ( $VFIC = 150 \text{ kV}$ )

Distancia entre pararrayos	Número de flameos /100 km/año – $DDR = 1$ rayo/km <sup>2</sup> /año
1	0
2	0.06
3	0.08
4	0.51
5	0.76
6	0.94
Sin pararrayos	1.79

El uso de una ecuación para distancias de separación no es correcto para voltajes inducidos, puesto que estos no son estrictamente una onda viajera. Los campos inducidos viajan del canal de descarga del rayo a través de la hipotenusa del triángulo en lugar de tomar la esquina. El voltaje se empieza a desarrollar en el polo adyacente antes de que una onda viajera equivalente logre llegar allá. Esto hace que el método de la distancia de separación sea más conservador.

## ANEXO C – Bibliografía

- [B1] Agrawal, A.K., Price, H.J., y Gurbaxani, S.H., “Transient response of a multiconductor transmission line excited by a non uniform electromagnetic field”, IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility, vol. EMC-22, pp 119-129, May 1980.
- [B2] AIEE Committee Report, “A method of estimating the lightning performance of transmission lines”, AIEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. 69, pp 1187-1196, 1950.
- [B3] AIEE Committee Report, “Impulse flashovers of combinations of line insulators, air gaps, and wood structural members”, AIEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. 75, pp 16-21, 1956.
- [B4] Anderson, J.G., “Lightning performance of transmission lines”, Transmission line reference book, 345 kV and above, Electric Power Research Institute: Palo Alto, CA, 1982, ch.12.
- [B5] Anderson, J.G., Ericksson, A.J., Kroninger, H., Meal, D.V. and Smith, M.A., “Lightning and thunderstorms parameters”, IEE Conference Publication No. 236, Lightning and Power Systems, London, June 1984, pp.57-61.
- [B6] Armstrong, H.R., Stoelting, H.O., and Veverka, E.F., “Impulse studies on distribution line construction”, IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-86, no. 2, Feb. 1967.
- [B7] Barker, P.P., Short, T.A., Eybert-Berard, A.R., and Berlandis, J.P., “Induced voltage measurements on an experimental distribution line during nearby rocket triggered lightning flashes”, IEEE Transactions on Power Delivery, vol.11, no.2, pp 980-995, April 1996.
- [B8] Bodle, D.G., Ghazi, A.J., Syed, M., and Woodside, R.L., “Characterization of the electrical environment, Toronto and Buffalo, University of Toronto Press, 1976, pp. 14-15, 85-95, 124-130.
- [B9] Byerley, III, L.G., Cummins, K.L., Tuel, J., Hagberg, Jr., D.J., Bush, W., “The measurements and use of lightning ground flash density”, Intl. Aerospace and Ground Conference on Lightning and Static Electricity, Williamsburg, VA, Sept. 26-28, 95
- [B10] Cherney, E.A., Reichman, J., Stonkus, D.J., and Gill, B.E., “Evaluation and application of dead-end polymeric insulators to distribution” IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. 103, pp 121-132, 1984.
- [B11] Choudhuri, P., “Estimation of flashovers rates of overhead power distribution lines by lightning strokes to nearby ground”, IEEE Transactions on Power Delivery, vol.4, no.3, pp 1982-1989, July 1989.
- [B12] Clayton, J.M., and Shankle, D.F., “Insulation Characteristics of wood and suspension insulators in series”, AIEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. 74, pp 1305-1312, 1955.
- [B13] Cooray, V., “Calculating lightning- induced overvoltages in power lines: A comparison of two coupling models”, IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility, vol. 36, pp 179-182, Aug 1994.
- [B14] Darveniza, H., Holcombe, B.C., and Sutillman, R.H., “An improved method for calculating the impulse strength of wood porcelain insulators” IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol.98, pp 1909-1915, 1979.
- [B15] Darveniza, M., “Electrical properties of wood and line design, University of Queensland Press, St Lucia, Queensland, 1980.
- [B16] Darveniza, M., Limbourn, G.J., and Prentice, S.A., “Line design and electrical properties of wood”, IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-86, no.11, Nov. 1967.
- [B17] Darveniza, M., Roby, D., and Tamma, L.R., “Laboratory and analytical studies of the effects of multipulse lightning current on metal oxide arresters”, IEEE Transactions on Power Delivery, vol.9, no.2, pp 764-771, Apr. 1994.
- [B18] Darveniza, M., Tamma, L.R., Richter, B., and Roby, D.A., “Multiple-stroke lightning and zinc oxide arresters”, IEEE paper 96 SM 398-8-PWRD.
- [B19] De la Rosa, F., “Assessing the operation of distribution lines in a lightning environment”, Proceedings of the IASTED International Symposium on high technology in the power industry, Bozeman, Montana, pp. 316-319, Aug 20-22, 1986.
- [B20] De la Rosa, F., “Effects of close lightning on electric power distribution lines”, Ph. D thesis, Uppsala University, 1985.
- [B21] Elrod, J.W., and Menzel, H.G., “Use of polymer/composite insulators in construction, maintenance and temporary procedures”, IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol.100, pp 1521-1524, 1981.
- [B22] EPRI Project 2542-1 Report TR- 100218, “Characteristics of lightning surges on distribution lines”, 1991.
- [B23] Ericksson, “The incidence of lightning strikes to power lines” IEEE Transactions on Power Delivery, vol. PWRD-2, no.2, pp 859-870, July 1987.
- [B24] Ericksson, A.J., Strigfellow, M.F., and Meal, D.V., “Lightning induced overvoltage on overhead distribution lines” IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-101, no. 4, Apr. 1982.
- [B25] Grzbowski, S., and Jacob, P.B., “The steep- front, short duration pulse characteristics of distribution insulators with wood”, IEEE Transactions on Power Delivery, vol.5, no.3, pp 1608-1616, 1990.

- [B26] Grzbowski, S., and Jenkins, E.G., "AC and lightning performance of fiber glass crossarms aged in 115 kV transmission line", IEEE Transactions on Power Delivery, vol.8, no.4, pp 1914-1920, 1993.
- [B27] IEEE Std 1243-1997, IEEE Design Guide for improving the lightning performance of transmission lines.
- [B28] IEEE Working Group Report: "Estimating lightning performance of transmission lines II-updates to analytical models", IEEE Transactions on Power Delivery, vol.8, no.3, pp 1254-1267, July 1993.
- [B29] Jacob, P.B., Grzybowski, S., Libby, L., and Barsley, P.K., "Experimental studies of critical flashover voltage on distribution line construction", IASTED, International Journal on Energy Systems, no. 1, pp. 30-34, 1991.
- [B30] Jacob, P.B., Grzybowski, S., and Ross, E.R., "An estimation of lightning insulation level of overhead distribution lines", IEEE Transactions on Power Delivery, vol.6, no.1, pp 384-390, 1991.
- [B31] Mac Gorman, D.R., Maier, M.W., and Rust, W.D., "Lightning strike density for the contiguous United States from thunderstorm duration records", Report to U.S. Nuclear Regulatory Commission # NUREG/CR-3759, 1984.
- [B32] Master, M.J., and Uman, M.A., "Lightning induced voltages on power lines: Theory" IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol.PAS 103, pp 1899-1907, Dec 1967.
- [B33] Mc Dermott, T.E., Short, T.A., and Anderson, J.G., "Lightning protection on distribution lines" IEEE Transactions on Power Delivery, vol.9, no.1, pp 138-152, 1994.
- [B34] Mousa, A.M., "The soil ionization gradient associated with discharge of high currents into concentrated electrodes", IEEE Transactions on Power Delivery, vol.9, no.3, pp 1669-1677, July 1994.
- [B35] Nucci, C.A., Working Group 33.01 (Lightning), "Lightning-induced voltages on overhead power lines, Part I: Return-stroke current models with specified channel – base current for the evaluation of the return-stroke electromagnetic fields", Electra, no. 161, pp 75-102, Aug. 1995.
- [B36] ] Nucci, C.A., Working Group 33.01 (Lightning), "Lightning-induced voltages on overhead power lines, Part II: Coupling models for the evaluation of the induced voltages", Electra no. 162, pp 121-145, Oct. 1995.
- [B37] Nucci, C.A., Rachidi, F., Ianoz, M., and Mazzetti, C., "Lightning induced voltages on overhead lines", IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility, vol. 35, no. 1, pp. 75-86, Feb. 1993. Correction published in no. 4, p.488, Nov 1993.
- [B38] Pignini, A., and others, "Influence of air density on the impulse strength of external insulation", IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol.104, pp 2888-2900, 1985.
- [B39] Powell, R.W., Thwaites, H.L., and Stys, R.D., "Estimating lightning performance of spacer-cable systems", IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol.84, pp 315-319, Apr. 1965.
- [B40] Ringler, K.G., Kirkby, P., Erven, C.C., Lat, M.V., and Malkiewicz, T.A., "The energy absorption capability and time-to-failure of varistors used in station class metal – oxide surge arresters", IEEE paper 95 SM 364-0 PWRD.
- [B41] Ross, E.R., and Grzybowski, S., "Application of the extended CFO-added method to overhead distribution configurations", AIEE Transactions on Power Delivery, vol. 6, no. 4, pp. 1573-1578, 1991.
- [B42] Ross, P.M., "Burning of wood structures by leakage currents" AIEE Transactions, vol.66, pp 279-287, 1947.
- [B43] Rubinstein, M., and Uman, M.A., "Methods for calculating the electromagnetic fields from a known source distribution: Application to lightning", IEEE Transactions on Electromagnetic Compatibility, vol. 31, no. 2, pp. 183-189, May. 1989.
- [B44] Rusck, S., "Induced lightning overvoltages on power transmission lines with special reference to the overvoltage protection of low voltage networks", Transactions of the Royal Institute of Technology, Stockholm, no. 20, 1958.
- [B45] Rusck, S., lightning, R.H.Golde, ed., "Protection of distribution lines", London: Academic Press, 1977.
- [B46] Shwedi, M.H., "Investigation and analysis of lightning impulse strengths of multiple dielectrics used in electrical distribution systems", Ph. D. Thesis, Mississippi State University, 1985.
- [B47] Shwedi, M.H., and El-Kieb, A.A., "Lightning critical flashover (CFO) of multiple series dielectrics used on distribution systems", IASTED Proceedings, PowerHigh Tech '89, pp. 653-657, July 4-7 1989, Valencia, España.
- [B48] Shwedi, M.H., and El-Hadri, M., "What polymers and fiberglass reinforced plastics (FRP) may add to classical primary insulation", 1994 IEEE International Symposium on Electrical Insulation, June 5-8, 1994, Pittsburgh, PA, USA.
- [B49] Shwedi, M.H., "Advantages of polymer and FRP insulators over wood and porcelain on power distribution structures", Paper # 248-026, IASTED on High Tech '96, Banff, Canada, June 1996.
- [B50] "Specifications and drawings for 12.5/7.2 kV line construction", REA Bulletin 50-3, Rural Electric Association.
- [B51] Working Group 01 (Lightning) of Study Committee 33 (Overvoltages and insulation Co-ordination), "Guide to procedures for estimating the lightning performance of transmission lines", CIGRE Brochure # 63, Oct, 1991, Paris.
- [B52] Working Group Report, "Calculating the lightning performance of distribution lines", IEEE Transactions and Power Delivery, vol. 5, no. 3, pp. 1408-1417, July, 1990.

[B53] Yokoyama, S., Miyake, K., Mitani, H., and Yamazaki, N., "Advanced observations of lightning induced voltage on power distribution lines", IEEE Transactions on Power Delivery, vol. PWRD-1, no. 2, Apr. 1986.

-----  
Si desea cambiar su dirección electrónica, suscribir a un colega, solicitar ediciones anteriores o borrarse de la lista de distribución, envíenos un mensaje a:

[carango@gamma.com.co](mailto:carango@gamma.com.co)

Atn Ing. Claudia Arango Botero.

Visítenos en nuestra página Web:  
<http://www.gamma.com.co> o [www.corona.com.co](http://www.corona.com.co)