



UNIVERSIDAD DE SEVILLA

Departamento de Ingeniería Eléctrica

---

CONTRIBUCIONES AL APANTALLADO DE CAMPOS  
MAGNÉTICOS GENERADOS POR LÍNEAS ELÉCTRICAS  
SUBTERRÁNEAS DE FRECUENCIA INDUSTRIAL

---

**TESIS DOCTORAL**

por

**Juan Carlos del Pino López**

Ingeniero Industrial por la Escuela Técnica Superior  
de Ingenieros de Sevilla

Director: **Dr. Pedro L. Cruz Romero**

Sevilla, Octubre 2010



*A Susana y Natalia*

*A mi familia, en especial a mi padre y mis hermanos*

*A la memoria de mi madre*



# Agradecimientos

Hay muchas personas a las cuales debo agradecer el apoyo y el ánimo que me han dado a lo largo de estos años, tanto para la realización de la presente Tesis Doctoral, como en el resto de mi desarrollo profesional y personal. Sin ellos este trabajo nunca hubiera llegado a buen puerto.

En primer lugar debo agradecer al Profesor Pedro Cruz Romero no sólo su labor como director de esta Tesis, cuyos buenos consejos, acertada guía y constante apoyo han facilitado la realización de este trabajo, sino todo lo que me ha enseñado durante estos años, su infinita paciencia y su amistad.

De manera especial debo agradecer al Profesor Manuel Burgos Payán sus sabios consejos y su labor como Mentor en mi formación como docente e investigador. Su inestimable ayuda me ha permitido evolucionar tanto profesional como personalmente.

Quisiera dar las gracias también a todos los compañeros del Departamento de Ingeniería Eléctrica por prestarme su ayuda y colaboración siempre que lo he necesitado, y darme la oportunidad de trabajar con un grupo de personas de gran calidad profesional y humana.

Aunque les he dedicado este trabajo, debo dar gracias a mi familia, en especial a mi mujer e hija, por su infinita paciencia y el tiempo que no les he podido dedicar estos años. También a mi padre y mis hermanos, por su incondicional apoyo y por estar siempre ahí. Pero sobretodo a mi madre, por seguir siempre conmigo.



# Índice general

Índice general	i
Índice de símbolos	v
Resumen y objetivos de la tesis	xi

## Capítulo 1. Introducción a la mitigación de campos magnéticos de frecuencia industrial.

1.1. Problemática de los campos magnéticos de frecuencia industrial y la salud	1
1.2. Mitigación de campos magnéticos de frecuencia industrial en líneas aéreas y subterráneas	5
1.2.1. Técnicas intrínsecas	6
1.2.2. Técnicas que utilizan elementos externos adicionales	10
1.3. Resumen y conclusiones del capítulo	14
Referencias bibliográficas	15

## Capítulo 2. Mitigación de campos magnéticos en líneas subterráneas. Estado del arte.

2.1. Introducción	17
2.2. Mitigación mediante lazos. Estado del arte	19
2.2.1. Aplicación en líneas aéreas	20
2.2.2. Aplicación en líneas subterráneas	24
2.3. Mitigación mediante pantallas. Estado del arte	29
2.3.1. Métodos analíticos	33
2.3.2. Métodos semianalíticos	39
2.3.3. Métodos numéricos	41
2.3.4. Aplicaciones prácticas	48
2.3.5. Optimización de pantallas	51
2.4. Resumen y conclusiones del capítulo	51
Referencias bibliográficas	52

## Capítulo 3. Análisis de soluciones basadas en lazos pasivos.

3.1. Introducción e hipótesis de partida	59
3.2. Cálculo del campo magnético mediante Biot-Savart	60
3.2.1. Aplicabilidad de Biot-Savart en líneas subterráneas	61
3.3. Mitigación con lazos pasivos independientes no compensados	62
3.3.1. Caso de un lazo no compensado	64
3.3.2. Caso de dos lazos independientes no compensados	66
3.3.3. Caso de $n$ lazos independientes no compensados	68
3.3.4. Análisis paramétrico para un caso particular	69
3.3.4.1. Un lazo pasivo no compensado	70
3.3.4.2. Dos lazos pasivos no compensados	73

3.4. Mitigación con lazos pasivos no compensados con conductor común .....	77
3.4.1. Análisis paramétrico para un caso particular .....	79
3.5. Mitigación con lazos pasivos compensados .....	83
3.5.1. Lazos pasivos independientes compensados .....	83
3.5.2. Lazos pasivos compensados con conductor común .....	88
3.6. Resumen y conclusiones del capítulo .....	93
Referencias bibliográficas .....	94

## Capítulo 4. Optimización de lazos y configuraciones multiespira.

4.1. Introducción.....	95
4.2. Optimización de lazos pasivos en líneas subterráneas .....	96
4.2.1. Algoritmo de optimización .....	96
4.2.2. Aplicación a lazos independientes y con conductor común .....	99
4.3. Lazos pasivos compensados multiespira .....	107
4.3.1. Lazos independientes.....	107
4.3.2. Lazos encadenados .....	111
4.3.3. Optimización y análisis de sensibilidad.....	113
4.4. Procedimiento de diseño inicial de lazos compensados .....	120
4.5. Resumen y conclusiones del capítulo .....	125
Referencias bibliográficas .....	126

## Capítulo 5. Efectos térmicos derivados de la utilización de lazos de compensación.

5.1. Introducción.....	127
5.2. Modelo magnetotérmico de lazos multiespira.....	127
5.2.1. Modelo térmico .....	129
5.2.2. Validación del modelo magnetotérmico analítico .....	138
5.3. Efectos térmicos sobre la línea derivados de la presencia de lazos.....	142
5.4. Procedimiento de diseño definitivo de lazos de cuatro espiras .....	146
5.5. Resumen y conclusiones del capítulo .....	150
Referencias bibliográficas .....	152

## Capítulo 6. Análisis de soluciones basadas en pantallas abiertas.

6.1. Introducción.....	153
6.2. Técnicas de análisis de sistemas de apantallado.....	153
6.2.1. Caso de estudio .....	157
6.3. Apantallado mediante placa plana.....	158
6.3.1. Pantalla de materiales conductores.....	158
6.3.2. Pantalla de materiales ferromagnéticos .....	162
6.3.3. Pantalla de materiales mixtos .....	164
6.3.4. Mitigación empleando materiales comerciales.....	166
6.3.5. Sensibilidad a parámetros geométricos .....	168
6.4. Apantallado mediante placa en forma de U invertida .....	170
6.4.1. Sensibilidad a parámetros geométricos .....	174
6.4.2. Comparativa de pantallas planas y en forma de U .....	175
6.5. Pantallas con configuración en H .....	179
6.5.1. Sensibilidad a parámetros geométricos .....	182

6.5.2. Comparativa de pantallas en forma de H y U invertida .....	185
6.6. Resumen y conclusiones del capítulo .....	187
Referencias bibliográficas .....	188

## Capítulo 7. Efectos térmicos derivados de la utilización de pantallas abiertas.

7.1. Introducción.....	189
7.2. Pantalla horizontal plana .....	190
7.3. Pantallas en U invertida.....	196
7.4. Pantallas en forma de H.....	202
7.5. Aspectos prácticos de la instalación de pantallas .....	209
7.6. Comparación de las distintas soluciones de mitigación .....	212
7.6.1. Comparación de lazos multiespira compensados y pantalla en H.....	215
7.7. Resumen y conclusiones del capítulo.....	218
Referencias bibliográficas .....	219

## Capítulo 8. Conclusiones y líneas futuras de investigación.

8.1. Conclusiones principales .....	221
8.1.1. Mitigación mediante lazos de compensación .....	221
8.1.2. Mitigación mediante pantallas abiertas .....	223
8.1.3. Comparación entre pantallas y lazos .....	224
8.2. Publicaciones .....	225
8.3. Propuestas de líneas futuras de investigación.....	225



## Índice de símbolos

$\vec{A}$	Potencial magnético vector ( $\vec{A}$ como fasor vectorial) (T/m).
$A_z$	Fasor escalar de la componente en la dirección del eje Z del fasor vectorial $\vec{A}$ (T/m).
$\vec{B}_{ci}$	Vector de inducción de campo magnético generado por el conductor $c_i$ (T).
$\vec{B}_{ci}$	Fasor vectorial, en valor eficaz, de inducción de campo magnético generado por el conductor $c_i$ (T).
$\vec{B}_{li}$	Fasor vectorial, en valor eficaz, de inducción de campo magnético generado por el lazo $i$ (ídem $\vec{B}_l$ ) (T).
$\vec{B}_n$	Fasor vectorial, en valor eficaz, de inducción de campo magnético generado por $n$ conductores (T).
$\vec{B}_p$	Fasor vectorial, en valor eficaz, de inducción de campo magnético generado por las fases del tendido mitigado (T).
$\vec{B}_{pf}$	Fasor vectorial, en valor eficaz, de inducción de campo magnético generado por la fase $p_f$ del tendido mitigado (T).
$\vec{B}_t$	Fasor vectorial, en valor eficaz, de inducción de campo magnético finalmente mitigado (T).
$B_x$	Fasor escalar de la componente en la dirección del eje X del fasor vectorial de campo magnético (T).
$B_y$	Fasor escalar de la componente en la dirección del eje Y del fasor vectorial de campo magnético (T).
$C'$	Capacidad por unidad de longitud del condensador de compensación (F/m).
$C_i$	Capacidad por unidad de longitud del condensador de compensación del lazo $i$ ( $C_1, C_2, C_3, C_4$ ) (ídem para $C_{i+1}, C_k, C_g$ ) (F).
$\vec{D}$	Vector densidad de flujo eléctrico ( $C/m^2$ ).
$D$	Distancia genérica para el cálculo de inductancias propias y mutuas (mm).
$D_e$	Diámetro exterior del cable (notación UNE 21144) (mm).
$D_l$	Diámetro externo del conductor de lazo (mm).
$D_{\min}$	Distancia mínima entre conductores de lazo y fases del tendido mitigado (cm).
$\vec{E}$	Vector intensidad de campo eléctrico (V/m).
$F_C$	Factor de compensación.
$FR$	Factor de reducción.
$\vec{H}$	Vector intensidad de campo magnético (A/m).
$I_{ci}$	Fasor escalar, en valor eficaz, de la intensidad de corriente que circula por el conductor $c_i$ ( $I_{c1}, I_{c2}, I_{c3}, I_{c4}$ ) (A).
$I_i$	Fasor, en valor eficaz, de la intensidad de corriente inducida en el lazo $i$ ( $I_1, I_2$ ) (ídem para $I_k, I_g$ ) (A).
$I_l$	Matriz $n \times 1$ con los fasores de corrientes inducidas en $n$ lazos (A).

$I_p$	Matriz $n \times 1$ de fasores de corrientes de fase (A).
$I_{pf}$	Fasor, en valor eficaz, de la intensidad de corriente que circula por la fase $p_f$ de la línea mitigada ( $I_{p1}, I_{p2}, \dots, I_{pm}$ ) (A).
$IS$	Índice de selección “eficiencia-coste”.
$\vec{J}$	Vector densidad de corriente eléctrica (A/m <sup>2</sup> ).
$\vec{J}_e$	Fasor, en valor eficaz, del vector densidad de corriente eléctrica externa (A/m <sup>2</sup> ).
$\vec{K}$	Vector densidad de corriente superficial (A/m).
$L$	Profundidad de instalación del centro del conductor (notación UNE 21144) (mm).
$Q_{Ci}$	Potencia reactiva del condensador $C_i$ ( $Q_{C1}, Q_{C2}, Q_{C3}, Q_{C4}$ ) (VAr).
$R'_{ci}$	Resistencia del conductor $c_i$ por unidad de longitud ( $\Omega/m$ ).
$R_{DC}$	Resistencia DC de un conductor por unidad de longitud (notación UNE 21144) ( $\Omega/m$ ).
$R'_i$	Resistencia del lazo $i$ por unidad de longitud ( $\Omega/m$ ).
$R'_{ii}$	Resistencia por unidad de longitud de cada espira del lazo $i$ ( $\Omega/m$ ).
$SE$	Eficiencia de apantallado.
$T_1$	Resistencia térmica, por unidad de longitud, del aislamiento del conductor (K·m/W).
$T_2$	Resistencia térmica, por unidad de longitud, del relleno de asiento entre el aislamiento y la armadura (K·m/W).
$T_3$	Resistencia térmica, por unidad de longitud, del revestimiento exterior del cable (K·m/W).
$T_4$	Resistencia térmica, por unidad de longitud, entre la superficie exterior del cable y el medio circundante (K·m/W).
$V'_{ci}$	Fasor escalar de fuerza electromotriz inducida en el conductor $c_i$ por unidad de longitud ( $V'_{c1}, V'_{c2}, V'_{c3}$ ) (V/m).
$V'_i$	Fasor escalar de fuerza electromotriz inducida en un lazo por unidad de longitud (V/m).
$V'_{ii}$	Fasor escalar de fuerza electromotriz inducida en el lazo $i$ por unidad de longitud ( $V'_{i1}, V'_{i2}$ ) (V/m).
$W_d$	Pérdidas dieléctricas, por unidad de longitud, del aislamiento que rodea al conductor (W/m).
$W_p$	Pérdidas por efecto Joule del cable $p$ por unidad de longitud (idem para $W_k$ ) (W/m).
$X'_{Ci}$	Reactancia capacitiva por unidad de longitud del condensador de compensación del lazo $i$ ( $X'_C, X'_{c1}, X'_{c2}, X'_{c3}, X'_{c4}$ ) ( $\Omega/m$ ).
$X'_{cii}$	Inductancia propia del conductor $c_i$ por unidad de longitud ( $X'_{c11}, X'_{c22}, X'_{c33}, X'_{c44}$ ) ( $\Omega/m$ ).
$X'_{cij}$	Inductancia mutua entre los conductores $c_i$ y $c_j$ por unidad de longitud ( $X'_{c12}, X'_{c13}, X'_{c14}, X'_{c23}, X'_{c24}, X'_{c34}$ ) ( $\Omega/m$ ).
$X'_i$	Inductancia propia del lazo $i$ por unidad de longitud (idem $X'_{ii}$ ) ( $\Omega/m$ ).

$X_h^i$	Inductancia propia de la espira $h$ del lazo $i$ ( $\Omega/m$ ).
$X_{hr}^i$	Inductancia mutua entre las espiras $h$ y $r$ del lazo $i$ ( $\Omega/m$ ).
$X'_{hi,p_f}$	Inductancia mutua entre la fase $p_f$ y la vuelta $h$ del lazo $i$ por unidad de longitud (ídem para $X'_{1,p_f}, X'_{2,p_f}$ ) ( $\Omega/m$ ).
$X'_{l_i,p_f}$	Inductancia mutua del lazo $i$ con la fase $p_f$ por unidad de longitud ( $X'_{l_1p_1}, X'_{l_1p_2}, X'_{l_1p_3}$ y $X'_{l_2p_1}, X'_{l_2p_2}, X'_{l_2p_3}$ ) ( $\Omega/m$ ).
$Z'_{hi,rk}$	Impedancia mutua entre la vuelta $h$ del lazo $i$ y la vuelta $r$ del lazo $k$ por unidad de longitud ( $\Omega/m$ ).
$Z'_i$	Matriz simétrica $n \times n$ de impedancias propias y mutuas de lazos por unidad de longitud ( $\Omega/m$ ).
$Z'_{li}$	Impedancia propia del lazo $i$ por unidad de longitud ( $Z'_{l_1}, Z'_{l_2}, \dots, Z'_{l_n}$ ) ( $\Omega/m$ ).
$Z'_{lik}$	Impedancia mutua entre los lazos $i$ y $k$ por unidad de longitud ( $Z'_{l_{i2}}$ ) ( $\Omega/m$ ).
$Z'_{lp}$	Matriz $n \times m$ de impedancias mutuas entre lazos y conductores de fase por unidad de longitud ( $\Omega/m$ ).
$Z'_{l_i,p_f}$	Impedancia mutua entre la fase $p_f$ y el lazo $i$ por unidad de longitud ( $\Omega/m$ ).
$a_q$	Posición de un punto del área de interés ( $a_1, a_2, \dots, a_q$ ).
$c_i, c_j$	Conductores $c_i$ y $c_j$ ( $c_1, c_2, c_3$ y $c_4$ ).
$c_{\min}$	Valor límite para la distancia mínima de separación entre conductores de lazos ( $D_{\min}$ ) y las fases del tendido mitigado (m).
$d_c$	Diámetro del conductor (notación UNE 21144) (mm).
$d_i$	Profundidad de instalación de un lazo horizontal y simétrico ( $d_{l_1}, d_{l_2}$ ) (m).
$d_i^i$	Profundidad de instalación del lazo $i$ (m)
$d_{l_{\min}}$	Profundidad mínima de instalación de los conductores de lazos (m).
$d_{lp}$	Distancia de separación vertical entre lazo horizontal simétrico y tendido (m).
$d_p$	Profundidad de instalación de la línea mitigada (m).
$d_i$	Profundidad máxima de la zanja (m).
$d_v$	Distancia de separación vertical entre dos lazos horizontales y simétricos (m)
$d_{pk}, d'_{pk}$	Distancias entre el centro del cable $p$ y el cable $k$ , y entre el centro del cable $p$ y el centro de la imagen del cable $k$ respecto a la superficie del terreno, respectivamente (notación UNE 21144) (mm).
$d(c_i, c_j)$	Distancia de separación entre los conductores $c_i$ y $c_j$ (m).
$d(c_i, p_f)$	Distancia de separación entre el conductor $c_i$ y la fase $p_f$ de la línea (m).
$d(i_1, k_2)$	Distancia de separación entre el conductor 1 del lazo $i$ y el conductor 2 del lazo $k$ (ídem para $d(i_2, k_1), d(i_1, k_1)$ y $d(i_2, k_2)$ ) (m).
$d(i_\alpha, p_f)$	Distancia de separación entre cada conductor del lazo $i$ con la fase $p_f$ (m).
$d(i_{h1}, i_{r2})$	Distancia de separación entre el conductor 1 de la espira $h$ y el conductor 2 de la espira $r$ del lazo $i$ (ídem para $d(i_{h2}, i_{r1}), d(i_{h1}, i_{r1}), d(i_{h2}, i_{r2})$ ) (m).

$d(i_{h1}, k_{r2})$	Distancia de separación entre el conductor 1 de la espira $h$ del lazo $i$ y el conductor 2 de la espira $r$ del lazo $k$ (ídem para $d(i_{h2}, k_{r1}), d(i_{h1}, k_{r1}), d(i_{h2}, k_{r2})$ ) (m).
$d(i_{h\alpha}, p_f)$	Distancia de separación entre cada uno de los conductores de la espira $h$ del lazo $i$ con la fase $p_f$ ( $d(i_{h1}, p_f), d(i_{h2}, p_f)$ ) (m).
$d(i_{h2}, g_{h1})$	Distancia de separación entre el conductor 2 de la espira $h$ del lazo $i$ y el conductor 1 de la misma espira del lazo $g$ (m).
$f$	Frecuencia (Hz).
$i_1, i_2$	Posiciones de los conductores 1 y 2 que forman el lazo $i$ .
$i_{ci}$	Módulo de intensidad de corriente que circula por un conductor $c_i$ (A).
$i_{h1}, i_{h2}$	Posición de los conductores 1 y 2 que forman la vuelta $h$ del lazo $i$ .
$k_p$	Factor utilizado en el cálculo de $x_p$ (efecto de proximidad).
$k_s$	Factor utilizado en el cálculo de $x_s$ (efecto pelicular).
$m$	Número de conductores de fase que forman la línea mitigada.
$n$	Número de lazos independientes de compensación.
$n_c$	Número de cruces realizados en el algoritmo genético.
$n_{var}$	Número de variables en el problema de optimización.
$p_f$	Posición del conductor de fase $p_f$ de la línea mitigada ( $p_1, p_2, \dots, p_m$ ).
$q$	Número de puntos que forman el área de interés.
$q_c$	Flujo de calor transmitido por conducción por unidad de área ( $W/m^2$ ).
$\vec{r}$	Vector de posición de un punto genérico (m).
$\vec{r}_{ci}$	Vector de posición del conductor $c_i$ (m).
$rgm_{ci}$	Radio geométrico medio del conductor $c_i$ (mm).
$s_i$	Distancia entre los conductores que forman el lazo $i$ (ídem para $s_k$ y $s_g$ ) (m).
$s_{ih}$	Distancia entre los conductores que forman la espira $h$ del lazo $i$ ( $s_{i1}, s_{i2}$ ) (ídem para $s_{k1}, s_{k2}$ ) (m).
$t_i, t_k$	Número de vueltas o espiras en los lazos $i$ y $k$ .
$u$	Definido como $2L/D_e$ .
$\vec{u}_x$	Vector unitario en la dirección del eje $X$ .
$\vec{u}_y$	Vector unitario en la dirección del eje $Y$ .
$\vec{u}_z$	Vector unitario en la dirección del eje $Z$ .
$w_i^i$	Separación horizontal entre los conductores que forman el lazo $i$ (m).
$w_p$	Separación entre los conductores de fase de la línea mitigada (m).
$w_t$	Ancho de la zanja (m).
$x_{ak}, y_{ak}$	Coordenadas del punto $a_k$ del área de interés (m).
$x_{am}, y_{am}$	Coordenadas del punto $a_m$ en el que se alcanza el factor de reducción mínimo del área de interés (m).
$x_p$	Argumento de la función Bessel, utilizado en el cálculo del efecto proximidad.
$x_s$	Argumento de la función Bessel, utilizado en el cálculo del efecto pelicular.
$y_{h2}^i$	Coordenada $y$ del conductor 2 de la espira $h$ del lazo $i$ (ídem para $y_{h1}^g$ ) (m).

$y_p$	Factor de efecto proximidad.
$y_s$	Factor de efecto pelicular.
$\alpha$	Coefficiente de variación de la resistividad eléctrica en función de la temperatura ( $K^{-1}$ ).
$\delta$	Profundidad de penetración de las corrientes inducidas en un material (m).
$\Delta\rho_s$	Variación de la resistividad térmica del terreno ( $K\cdot m/W$ ).
$\Delta\theta$	Incremento de la temperatura del cable respecto a la temperatura del medio circundante (K).
$\Delta\theta_s$	Variación de la temperatura del terreno (K).
$\Delta C$	Variación de la capacidad de compensación del lazo ( $\Omega/m$ ).
$\Delta R$	Variación de la resistencia del lazo ( $\Omega/m$ ).
$\Delta x, \Delta y$	Variaciones en las coordenadas $x$ e $y$ de los conductores de lazo (m).
$\varepsilon$	Permitividad dieléctrica (F/m).
$\phi'_i$	Flujo externo concatenado por el lazo $i$ por unidad de longitud (Wb/m).
$\lambda_1$	Relación de las pérdidas en la cubierta metálica o pantalla con respecto a las pérdidas totales en todos los conductores de ese cable.
$\lambda_2$	Relación de las pérdidas en la armadura respecto a las pérdidas totales en todos los conductores de ese cable.
$\mu$	Permeabilidad magnética (H/m).
$\mu_o$	Permeabilidad magnética en el vacío (H/m).
$\mu_r$	Permeabilidad magnética relativa.
$\theta$	Temperatura del conductor (K).
$\theta_o$	Temperatura ambiente (K).
$\theta_{max}$	Temperatura máxima soportada por el aislante del conductor (K).
$\theta_{pf}$	Temperatura del conductor de fase $p_f$ (K).
$\theta_s$	Temperatura del terreno (K).
$\rho_m$	Resistividad térmica del material ( $K\cdot m/W$ ).
$\rho_s$	Resistividad térmica del terreno ( $K\cdot m/W$ ).
$\rho_S$	Densidad superficial de carga ( $C/m^2$ ).
$\rho_v$	Densidad de carga eléctrica por unidad de volumen ( $C/m^3$ ).
$\sigma$	Conductividad eléctrica (S/m).
$\omega$	Pulsación de la red (rad/s).



# Resumen y objetivos de la tesis.

Debido a la creciente sensibilización social, de las recomendaciones emitidas por diferentes organismos internacionales, los requerimientos técnicos necesarios en determinadas instalaciones, y de la progresiva normalización de los niveles de campo electromagnético (CEM) creado por líneas eléctricas, las compañías eléctricas han comenzado a considerar como un factor clave en el diseño y explotación de nuevas líneas los niveles CEM generados. Como consecuencia, se están realizando múltiples esfuerzos en desarrollar técnicas fiables a bajo coste que permitan reducir el campo generado tanto por nuevas líneas como otras ya existentes, especialmente para su instalación en tramos en los que puede existir una especial incidencia sobre ambientes domésticos o laborales.

Un caso de particular interés es el de las líneas eléctricas subterráneas. El crecimiento de las zonas urbanas ha elevado la demanda de potencia en los últimos años, lo que se traduce en la instalación de nuevas líneas, muchas de las cuales se realizan de forma soterrada por su proximidad a edificios de viviendas y zonas industriales y comerciales. Asimismo, los estudios relacionados con los campos magnéticos generados por líneas eléctricas se han enfocado tradicionalmente al caso de líneas aéreas, quedando relegadas las líneas subterráneas a un segundo plano. Además, en los estudios realizados a este tipo de líneas apenas se han considerado los efectos térmicos derivados de la utilización de técnicas de mitigación en la capacidad de transporte de la línea mitigada. Por ello, el principal objetivo de la tesis es aportar nuevos datos en relación a las técnicas de mitigación habitualmente empleadas en líneas subterráneas, analizando las principales soluciones utilizadas hasta ahora, así como proponer nuevas alternativas de mayor eficiencia mitigadora en zonas ubicadas por encima del tendido y en zonas a cierta distancia del mismo, teniendo a su vez en cuenta los efectos térmicos derivados de su utilización sobre la capacidad de transporte de la línea (ampacidad). Entre ellas destacan la utilización de lazos de compensación, así como la instalación de pantallas realizadas con materiales de alta conductividad eléctrica (conductores) y alta permeabilidad magnética (ferromagnéticos), siendo ambas técnicas aplicables a líneas eléctricas de cualquier nivel de tensión.

En relación a la utilización de lazos de compensación, se analiza inicialmente su viabilidad en la mitigación de líneas subterráneas, pasando a realizar un estudio paramétrico de los factores que afectan a su mitigación en configuraciones sin y con

compensación mediante condensadores. Por otro lado, se propone un algoritmo de optimización con el cual determinar las ubicaciones óptimas de los lazos, así como las capacidades necesarias para obtener la máxima mitigación en diferentes tipos de áreas de interés. Asimismo, se proponen dos nuevos e interesantes modelos de lazos realizados con varias vueltas que permiten reducir las capacidades necesarias en las configuraciones compensadas. Finalmente, se introduce un procedimiento de diseño que tiene en cuenta los efectos térmicos de los lazos sobre la línea. Este nuevo procedimiento permite obtener disposiciones de lazos de alta eficiencia con un reducido impacto sobre la capacidad de transporte de la línea, limitando a su vez el coste total de los lazos a largo plazo.

La utilización de pantallas para la mitigación también es analizada en profundidad, considerándose materiales conductores, ferromagnéticos y mixtos. Para ello se realiza un estudio paramétrico de los principales factores que afectan a la mitigación proporcionada por tres de las configuraciones de pantalla más habituales: pantalla plana horizontal, pantalla en forma de U invertida y en forma de H. Asimismo, se analizan los efectos derivados de la utilización de los tres tipos de pantalla sobre la capacidad de transporte de la línea. Todo ello mediante la implementación de modelos electromagnéticos y térmicos acoplados basados en el método de los elementos finitos (FEM).

Por último, se realiza una comparación en términos económicos y de eficiencia mitigadora de las configuraciones de lazos y de pantallas que proporcionan mayor mitigación, analizando la idoneidad de los distintos materiales de construcción y poniendo de manifiesto las ventajas y carencias de unas configuraciones sobre otras en la mitigación de distintos tipos de áreas de interés.

La tesis se ha estructurado como se expone a continuación.

En el capítulo 1 se introduce la problemática asociada a los campos electromagnéticos, enumerando las principales soluciones aplicables para su reducción, principalmente las orientadas a la mitigación de líneas subterráneas.

A lo largo del capítulo 2 se expone el estado del arte actual de las técnicas de mitigación basadas en la instalación de lazos de compensación y pantallas de materiales ferromagnéticos o conductores, analizando los modelos tanto analíticos como numéricos propuestos hasta el momento.

El capítulo 3 desarrolla los modelos matemáticos de distintas configuraciones de lazos pasivos (lazos independientes y con conductor común), con y sin compensación mediante condensadores, analizando la influencia de diversos parámetros eléctricos y geométricos en la mitigación proporcionada por cada una de las configuraciones.

En el capítulo 4 se propone un algoritmo de optimización con el que obtener la posición de los lazos y las capacidades a insertar para maximizar la reducción del campo en distintos tipos de áreas de interés. Además, se proponen dos nuevos modelos de lazos multiespira (lazos independientes y encadenados), analizando su sensibilidad a la variación de parámetros eléctricos y geométricos. Finalmente, se introduce un procedimiento de diseño para la obtención de las configuraciones de lazos óptimas de menor sensibilidad a dichas variaciones.

Durante el capítulo 5 se desarrolla un modelo magnetotérmico, basado en la norma UNE 21144, para el caso de lazos independientes de cuatro espiras, el cual es validado mediante simulaciones realizadas en elementos finitos (FEM). Asimismo, se analiza el impacto de los lazos sobre la capacidad de transporte de la línea, lo que lleva a proponer un nuevo procedimiento de diseño para la obtención de disposiciones con la mejor relación “eficiencia-coste”.

El capítulo 6 presenta los fundamentos de la mitigación de líneas subterráneas mediante pantallas, realizándose un profundo análisis de la influencia sobre la mitigación alcanzada de las características del material de la pantalla y de los distintos factores geométricos involucrados. Dicho estudio se aplica a tres tipos de configuraciones: Pantalla plana horizontal, pantalla en forma de U invertida y en forma de H.

En el capítulo 7 se analizan los efectos térmicos que tienen sobre la línea la instalación de los tipos de pantalla introducidos en el capítulo 6, haciendo hincapié en su impacto sobre la capacidad de transporte del tendido. Asimismo se analizan los fenómenos de transferencia de calor involucrados en este tipo de sistemas. Finalmente, se realiza una comparación en términos de “eficiencia-coste” entre las distintas configuraciones de pantallas y los nuevos modelos de lazos multiespira propuestos en el capítulo 4.

Por último, el capítulo 8 presenta las principales conclusiones del trabajo desarrollado, exponiendo asimismo las futuras líneas de investigación.



# Capítulo 1

## Introducción a la mitigación de campos magnéticos de frecuencia industrial.

### **1.1. Problemática de los campos magnéticos de frecuencia industrial y la salud**

El consumo de electricidad y el uso de sistemas y dispositivos electrónicos han pasado a formar parte integrante de la vida cotidiana. Como contrapartida, se crean campos eléctricos y magnéticos en el entorno de estos equipos e instalaciones. En un principio, la problemática que presentaba la aparición de estos campos estaba enfocada fundamentalmente en los niveles de interferencias que podían introducir en otros equipos electrónicos de cierta precisión cercanos al origen del campo, así como las posibles tensiones y corrientes que podrían inducirse en estructuras metálicas cercanas, con el consiguiente riesgo de accidentes por contacto. Pero desde finales de los años setenta ha ido creciendo la preocupación sobre los posibles efectos que la exposición a estos campos electromagnéticos (CEM) pudieran tener sobre la salud de las personas. Se sabe que, de todo el espectro electromagnético, los de mayor frecuencia son capaces de transmitir la suficiente energía como para afectar al material genético de las células, como por ejemplo los rayos X. A las radiaciones situadas en dicha zona del espectro se las conoce como “ionizantes”. Sin embargo, las de menor frecuencia, conocidas como “no ionizantes”, transmiten muy poca energía y desaparecen a corta distancia de la fuente que las genera. En esta zona se encuentran las radiaciones del sistema eléctrico de frecuencia industrial (frecuencia extremadamente baja o FEB). No obstante, no ha quedado todavía demostrada totalmente la inocuidad de estas emisiones no ionizantes, por lo que en las últimas décadas se han llevado a cabo numerosos estudios sobre los efectos biológicos de este rango de campos electromagnéticos (más de 25.000 artículos científicos según datos de la Organización Mundial de la Salud) que han contribuido a resolver cuestiones importantes y a focalizar mejor las investigaciones futuras, lo que

posiblemente les convierte en el agente más estudiado de la historia. Para el caso concreto de emisiones FEB, la mayoría de estos estudios se han enfocado en el análisis de campos magnéticos, ya que a bajas frecuencias los campos eléctrico y magnético están desacoplados, siendo el campo eléctrico muy sencillo de mitigar. Estos estudios se han desarrollado principalmente en dos ámbitos: epidemiológico (existencia de algún tipo de asociación entre un determinado agente y una enfermedad) y biofísico (búsqueda del mecanismo biofísico por el que un agente produce efectos nocivos a largo plazo).

Debido a esta creciente preocupación, en 1996 la Organización Mundial de la Salud (OMS) puso en marcha el Proyecto Internacional sobre Campos Electromagnéticos [1] con el fin de investigar y determinar claramente los posibles riesgos sanitarios asociados a las tecnologías que crean CEM, además de ayudar a las autoridades nacionales a sopesar los beneficios de la tecnología emisora de CEM frente a sus inconvenientes, si finalmente se demostrara que perjudican a la salud, y a decidir las medidas de protección que pudieran ser necesarias. Este objetivo se presenta complicado, dado que los resultados de las investigaciones actuales son frecuentemente contradictorios, por lo que suelen pasar algunos años hasta que la OMS concluya, evalúe y publique las investigaciones necesarias. Ello aumenta la preocupación y la confusión en general, y el público desconfía de que pueda llegarse a conclusiones justificadas en lo que respecta a su seguridad.

En el año 2001, la Agencia Internacional para la Investigación del Cáncer (IARC) publicó un estudio monográfico [2] en el que los campos magnéticos de FEB se calificaban de “posiblemente carcinógenos para las personas”. Esta calificación se aplica a aquellos agentes cuya acción cancerígena está escasamente probada en las personas e insuficientemente probada en experimentos con animales (otros ejemplos incluyen el café, cloroformo, gasolina, plomo y los humos de soldadura). “Posible carcinógeno humano” es la denominación más leve de las tres que utiliza la IARC para clasificar la evidencia científica de una posible carcinogenicidad. Por tanto, esta clasificación valora la solidez de las pruebas científicas, y no el grado de carcinogenicidad o el riesgo de cáncer vinculado al agente. Así pues, la denominación “posible carcinógeno humano” significa que hay escasas pruebas fiables de que la exposición a campos FEB pueda ser causa de cáncer. Aunque los datos de que se dispone no permiten descartar que este tipo de exposición produzca cáncer, serán necesarias investigaciones más especializadas y de alto nivel para dilucidar esta cuestión. La calificación en cuestión se estableció sobre la base de análisis conjuntos de estudios epidemiológicos que demuestran un cuadro sistemático de aumento al doble de la leucemia infantil asociada a una exposición media a campos magnéticos<sup>1</sup> de frecuencia de red doméstica superior a  $0,3 \mu\text{T}$  -  $0,4 \mu\text{T}$ . No obstante, las evidencias epidemiológicas se ven debilitadas por problemas de tipo metodológico, como los posibles sesgos de selección. Además, no existen mecanismos biofísicos comúnmente aceptados que sugieran una correlación entre la exposición a campos de frecuencia baja y la carcinogénesis. En consecuencia, de existir algún efecto atribuible a este tipo de exposición, tendría que producirse a través de un mecanismo biológico aún desconocido. Por otra parte, los estudios con animales han arrojado fundamentalmente resultados negativos. El balance que cabe hacer de todo ello es que las evidencias

---

<sup>1</sup> A lo largo de todo el texto se entenderá por campo magnético al campo vectorial de densidad de flujo magnético o inducción magnética  $\vec{B}$ .

relacionadas con la leucemia infantil no son suficientemente sólidas para establecer una relación de causalidad

Entre tanto se clarifican los resultados de las investigaciones acerca de los posibles efectos a largo plazo, la OMS recomienda aplicar el principio de “prevención prudente”, por el cual se insta a aplicar medidas sencillas de coste reducido para evitar la exposición excesiva a los CEM y reducir en lo posible el nivel de exposición de las personas. En cuanto a este último aspecto, ha quedado establecido que la exposición aguda a niveles elevados (muy por encima de los 100  $\mu\text{T}$ ) tiene efectos biológicos a corto plazo, atribuibles a mecanismos biofísicos comúnmente conocidos. Los campos magnéticos externos de FEB originan en el cuerpo humano corrientes y campos eléctricos que, si la intensidad del campo es muy elevada, causan estimulación neuronal y muscular, así como cambios en la excitabilidad neuronal del sistema nervioso central. Para prevenir dichos efectos a corto plazo, varias agencias nacionales e internacionales han elaborado normativas de exposición a campos eléctricos y magnéticos. Actualmente la normativa internacional más extendida es la promulgada por la Comisión Internacional para la Protección contra la Radiación No Ionizante (ICNIRP) [3], organismo no gubernamental vinculado a la OMS y que participa plenamente en el Proyecto internacional CEM. Estas directrices ofrecen una protección adecuada respecto de los efectos sanitarios ya conocidos, y respecto de los que pueden producirse al tocar objetos cargados en un campo eléctrico externo. Esta organización reexamina sus directrices cada vez que el Proyecto CEM haya realizado nuevas evaluaciones de los riesgos para la salud. Actualmente los límites recomendados son de 100  $\mu\text{T}$  para exposiciones domésticas y 500  $\mu\text{T}$  para exposiciones ocupacionales, valores muy por encima de los que suelen presentarse en ambos ámbitos.

Los límites de exposición a CEM establecidos por la ICNIRP han servido de base principal para establecer los valores y actuaciones recomendados en la reglamentación establecida en numerosos países. Un ejemplo de ello es la Unión Europea, que siguiendo el consejo del Comité Científico Director que asesora a la Comisión Europea en Toxicidad, Ecotoxicología y Medio ambiente, se basó en ICNIRP para elaborar la Recomendación del Consejo Europeo relativa a la exposición del público en general a campos electromagnéticos (0 Hz a 300 GHz), 1999/519/CE, publicada en el Diario Oficial de las Comunidades Europeas en julio de 1999 [4]. Su objetivo es principalmente prevenir los efectos agudos (a corto plazo) producidos por la inducción de corrientes eléctricas en el interior del organismo. El contenido de estas recomendaciones ha sido confirmado en marzo de 2007 por el Comité Científico de los Riesgos Sanitarios Emergentes y Recientemente Identificados de la Unión Europea [5], el cual señala que los datos básicos de que se dispone para la evaluación de riesgos, especialmente en lo que respecta a los efectos a largo plazo de la exposición reducida, no son aún suficientes para concluir una relación entre CEM y enfermedad alguna, y es necesario efectuar más estudios a escala nacional y de la UE.

En el caso particular de España no existe una regulación específica para los CEM de frecuencia industrial que siga las Recomendaciones de la UE. Sin embargo, sí existe el Real Decreto 1066/2001 para el ámbito de las radiofrecuencias [6]. Por otra parte, no se aprecia una intención de aplicar una política preventiva como recomiendan tanto la OMS como la UE. En este sentido hay que destacar que el Ministerio de Sanidad y Consumo convocó en 2001 un Comité de expertos independientes [7] con el fin de despejar dudas acerca de los posibles riesgos inducidos por los CEM, así como valorar y

dar respuesta a las Recomendaciones de la UE, aportando una serie de propuestas al Ministerio para adoptar medidas más eficaces de protección sanitaria. Las principales recomendaciones que recoge el informe son:

- Aplicar el principio de prevención prudente
- Difundir información sobre los conocimientos actuales del riesgo de los CEM a frecuencia industrial
- Realizar estudios epidemiológicos en poblaciones expuestas por encima de  $0,4 \mu\text{T}$
- Siguiendo la recomendación de la UE deberían realizarse estudios de evaluación del riesgo que permitan identificar las fuentes o prácticas que dan lugar a exposición electromagnética de los individuos.
- Regular la instalación de nuevas líneas de alta tensión con el fin de evitar percepciones del riesgo no justificadas y exposiciones innecesarias.

Dicho informe se actualizó en el año 2003 [8], concluyendo nuevamente que no existen evidencias suficientes para modificar los niveles de exposición y actuaciones propuestos por las Recomendaciones de la UE, aunque debido a la posible influencia en la leucemia infantil, insta a aplicar una política preventiva y de promoción de estudios que ayuden a aclarar la situación. Paradójicamente, en la actualidad el Gobierno Español no sigue dichas recomendaciones.

Queda por tanto clara la postura oficial de la comunidad internacional, en general siguiendo la posición marcada por la OMS. Esto choca frecuentemente con la opinión y percepción de la población, es decir, de los principales afectados por las posibles amenazas que implican la exposición a CEM. Por ello, es frecuente encontrar noticias en las que grupos de vecinos se unen en plataformas pidiendo el traslado o la no instalación de líneas de alta tensión, centros de transformación o subestaciones en las cercanías de sus viviendas. Muchas de estas plataformas apoyan su postura en informes de científicos independientes y valores anormales de mortalidad y enfermedades graves en la población adulta e infantil cercana a la fuente de CEM, consiguiendo en algunos casos llegar a compromisos con las autoridades locales para el traslado de la instalación. En España muchas de estas demandas se apoyan fundamentalmente en dos informes: El informe elaborado por el Doctor Darío Acuña Castroviejo en el año 2006 [9] y la denominada Resolución Benevento [10], elaborada por la Comisión Internacional para la Seguridad Electromagnética (ICEMS) en septiembre de 2006. Ambos informes cuestionan los resultados obtenidos de múltiples investigaciones acerca de la inocuidad de los campos magnéticos sobre la salud de las personas, llegando incluso a enumerar e identificar los mecanismos biológicos por los que éstos provocan ciertas enfermedades. Además ponen de manifiesto la problemática para llevar a cabo investigaciones imparciales y con un procedimiento riguroso, ya que las fuentes de financiación suelen sesgar los resultados de forma interesada, lo que dificulta la determinación de las posibles lagunas de conocimiento que puedan esclarecer las incongruencias que suelen aparecer en los resultados. Todo esto complica, aún más si cabe, el poder llegar a conclusiones ciertas acerca de la peligrosidad de los CEM.

Por ello, es importante tener en cuenta la posición de la OMS en su último informe de Junio de 2007 [11, 12]. En él se concluye que las evidencias relacionadas con la leucemia infantil no son suficientemente sólidas para establecer una relación de causalidad. Aún así, se insta a las instituciones a ahondar en el tema promoviendo la investigación. En dicho informe se recogen además los estudios realizados en una serie de otros efectos adversos para la salud con miras a establecer una posible correlación

con la exposición a campos magnéticos de FEB. Los análisis se han centrado en otros tipos de cáncer infantil, diversos tipos de cáncer en adultos, la depresión, el suicidio, trastornos cardiovasculares, disfunciones reproductivas, trastornos del desarrollo, modificaciones inmunológicas, efectos neuroconductuales, enfermedades neurodegenerativas, etc. El grupo de trabajo de la OMS ha concluido que las pruebas científicas que respaldan la existencia de una correlación entre la exposición a campos magnéticos de FEB y todos estos efectos adversos para la salud son mucho más débiles que en el caso de la leucemia infantil. En algunos casos (por ejemplo, las enfermedades cardiovasculares o el cáncer de mama) las evidencias sugieren que los campos magnéticos no son la causa de esos efectos.

Debido a esta falta de evidencias concluyentes, la OMS únicamente puede realizar una serie de comentarios y recomendaciones:

- En lo que respecta a la exposición a corto plazo a CEM de frecuencia elevada, ha quedado científicamente demostrado que ésta tiene efectos adversos para la salud (ICNIRP, 2003) [3]. Las instancias normativas deben adoptar directrices internacionales sobre los límites de exposición destinados a proteger a los trabajadores y al público en general frente a esos efectos adversos. Los programas de protección contra los CEM han de incluir mediciones de exposición correspondientes a fuentes en las que cabe prever que los niveles de exposición excedan los valores límites.
- En cuanto a los efectos a largo plazo, no existen evidencias suficientes para establecer una correlación entre la exposición a campos magnéticos de FEB y la leucemia infantil, por lo que no está claro qué beneficios reportaría para la salud una reducción de los niveles de exposición. En vista de todo ello, se hacen las recomendaciones siguientes:
  - Los gobiernos y el sector industrial deben seguir de cerca los avances científicos y promover programas de investigación que reduzcan aún más la incertidumbre de las pruebas científicas relativas a los efectos sanitarios de la exposición a campos de FEB. A lo largo del proceso de evaluación del riesgo de las FEB, se han identificado diversas lagunas de conocimientos, que conforman la base de un nuevo proyecto de investigación.
  - Se alienta a los Estados Miembros a que establezcan con los interesados directos programas de comunicación eficaces y abiertos que faciliten la adopción de decisiones informadas. Esos programas podrían incluir la mejora de los cauces de coordinación y consulta entre la industria, los gobiernos locales y los ciudadanos en el proceso de planificación relacionado con las instalaciones que crean CEM de frecuencia industrial.
  - Al construir nuevas instalaciones y diseñar nuevos dispositivos conviene explorar soluciones de bajo coste para reducir los niveles de exposición. La idoneidad de las medidas de reducción de los niveles de exposición variará de un país a otro. Sin embargo, no se justifica la implantación de políticas basadas en la adopción de límites de exposición arbitrariamente bajos.

## **1.2. Mitigación de campos magnéticos de frecuencia industrial en líneas aéreas y subterráneas**

Como se comentó en el subcapítulo anterior, la creciente preocupación que presenta la población frente a los posibles efectos nocivos de los CEM, en particular a los

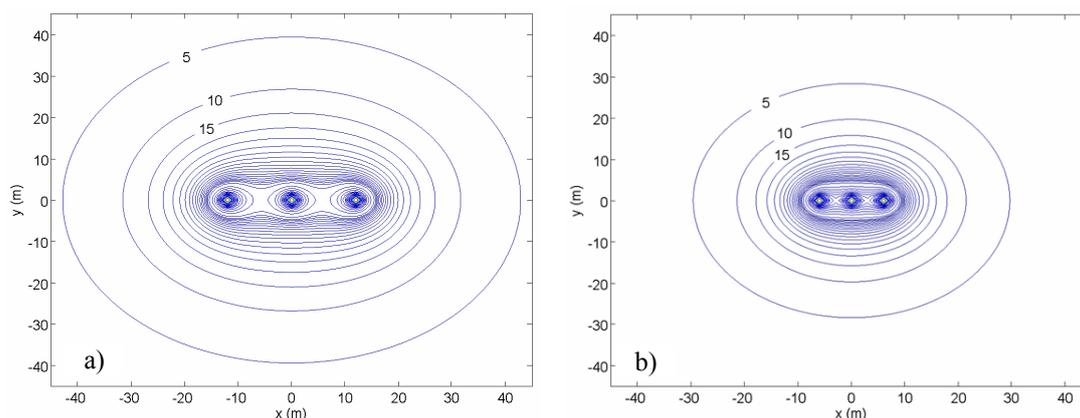
generados por líneas de transmisión y distribución de energía eléctrica y centros de transformación y subestaciones, ha llevado a la OMS a recomendar la aplicación del principio de prevención prudente, incitando a la adopción de medidas para reducir los niveles de exposición en la población. Esto ha llevado al establecimiento, por parte del gobierno de algunos países (Italia, Suiza, etc.), de límites muy restrictivos de exposición mediante la creación de nuevas leyes. En cualquier caso, esto implica adoptar nuevas estrategias a la hora de abordar la remodelación o construcción de nuevas instalaciones. A continuación se comentan las técnicas más habituales para conseguir la reducción del campo magnético generado por líneas eléctricas aéreas y enterradas. Un resumen detallado de estas técnicas se puede encontrar en [13].

### 1.2.1. Técnicas intrínsecas

A la hora de reducir el campo magnético generado por líneas eléctricas aéreas y subterráneas, en muchos casos bastaría con aplicar técnicas basadas en conceptos teóricos ampliamente conocidos en la actualidad, logrando reducciones apreciables de los niveles de exposición que afectaría a las zonas a proteger. Estas técnicas consisten habitualmente en la modificación de algunos de los parámetros geométricos de la instalación para conseguir la reducción del campo emitido, por lo que se denominan técnicas intrínsecas. Seguidamente se comentan las más destacadas:

#### - Variación de la distancia entre conductores (compacidad)

Ya sea en caso de líneas aéreas o subterráneas, reducir la distancia entre conductores ayuda a la reducción del campo generado, independientemente del tipo de configuración empleada para el tendido. Como se aprecia en la figura 1.1, con esta acción se consigue que el campo decaiga más rápidamente con la distancia al origen, reduciendo así la zona de influencia a altos niveles de exposición. El límite de esta práctica viene impuesto por el nivel de tensión en el que trabajan los cables y por la posible reducción en la capacidad de transmisión de la línea por sobrecalentamiento de los cables, por lo que es necesario llegar a una situación de compromiso para obtener resultados satisfactorios.



**Figura 1.1.** Líneas de campo  $B$  ( $\mu\text{T}$ ) constante para distinta separación de cables en el tendido.

#### - Configuración geométrica del tendido

Dado que la reducción de la separación entre conductores influye positivamente en la reducción del campo generado, es inmediato deducir que la utilización de configuraciones más compactas a la hora de realizar el tendido proporcionará menores

niveles de exposición. Por ejemplo, no se obtiene el mismo campo realizando el tendido con una configuración plana que realizándolo en forma de triángulo (figura 1.2), ya que esta última configuración suele ser mucho más compacta que el tendido plano. Además, al disponer las fases en los vértices de un triángulo equilátero, también se facilita la cancelación del campo generado por las fases, obteniéndose así un campo total aún más reducido. De esta forma el campo magnético decrece de forma más rápida con la distancia, obteniéndose líneas de campo más cercanas al tendido (figura 1.2b), haciendo la zona de influencia más estrecha y con menores valores de campo. Asimismo, si la separación entre conductores también se reduce, se puede obtener una mayor reducción del campo generado en aplicación de los resultados comentados anteriormente.

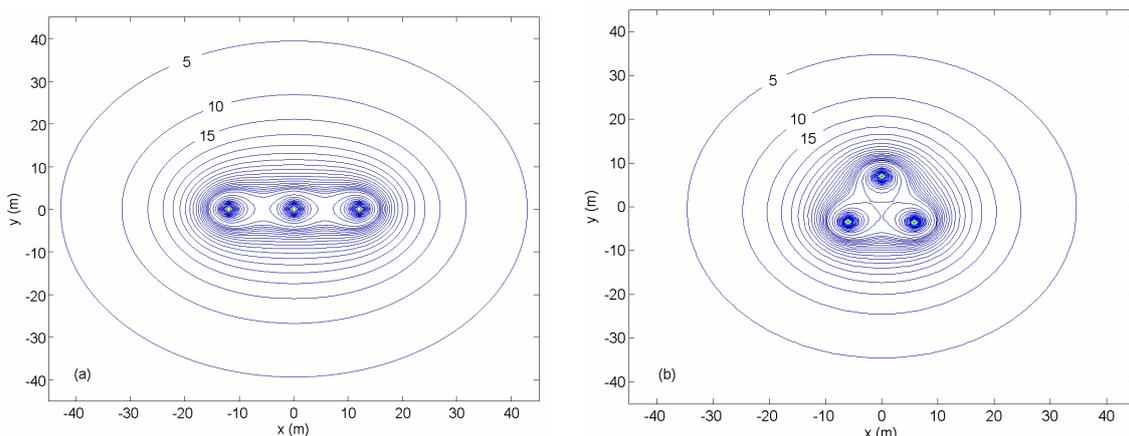


Figura 1.2. Líneas de campo  $B$  ( $\mu\text{T}$ ) constante para tendido horizontal y triangular.

- Modificación de la altura (profundidad) de la línea

Dado que el campo magnético disminuye con la distancia al origen del mismo, es claro que aumentar la distancia a la zona de interés permitirá reducir los niveles de campo magnético en el área a mitigar. Por tanto, la realización de actuaciones que incrementen la altura de una línea aérea (figura 1.3) o la profundidad de líneas subterráneas aleja la fuente de la zona de interés, consiguiendo así reducir el nivel de exposición en dicha área. Este parámetro está siempre sujeto a las condiciones particulares del lugar donde se realiza la instalación, por lo que es necesario determinar la mejor opción para cada caso.

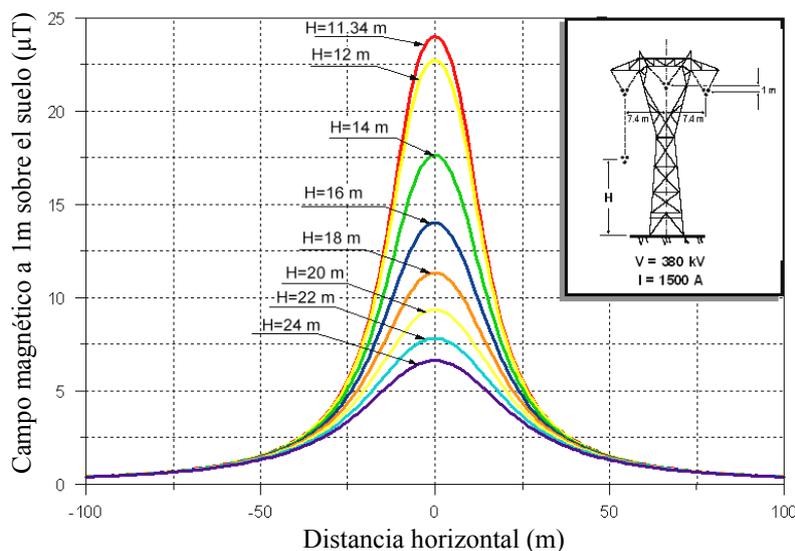
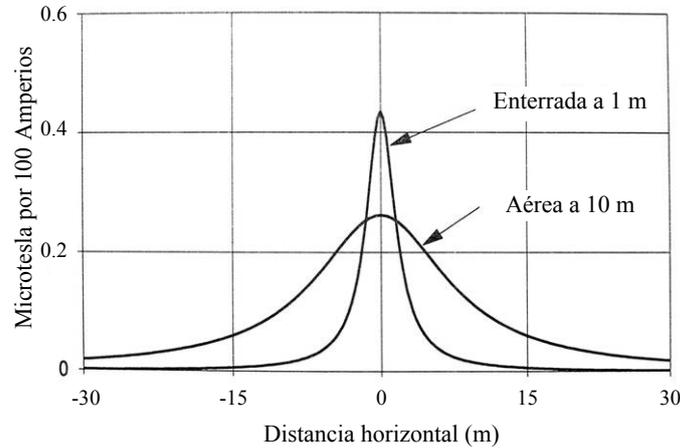


Figura 1.3. Perfil transversal del campo a 1 m sobre el suelo para distintas alturas de una línea aérea.

- Soterramiento de líneas aéreas

Una de las prácticas más extendidas en la actualidad es el soterramiento de líneas aéreas. Ya sea por razones prácticas o urbanísticas, el soterramiento de líneas aéreas es una actuación muy frecuente. La principal ventaja es, además de la visual, que es una configuración más compacta, lo que promueve la cancelación del campo generado por cada fase.

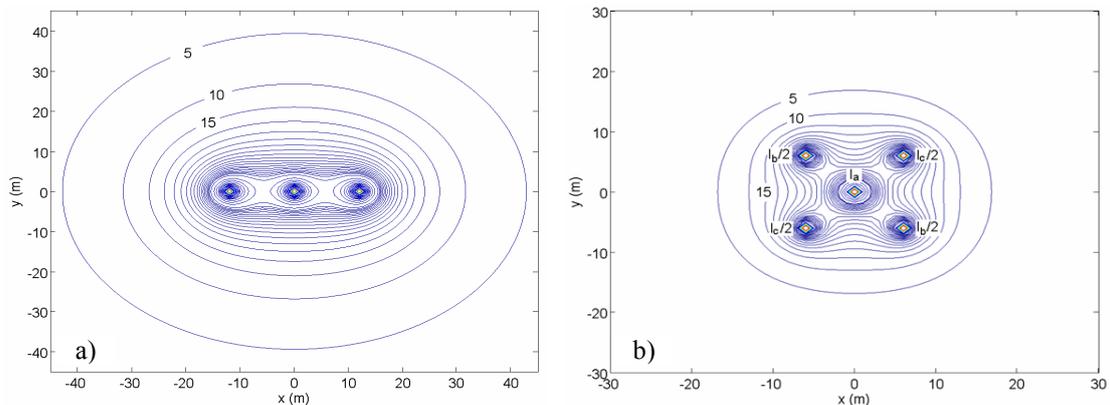


**Figura 1.4.** Perfil transversal del campo a 1 m de altura sobre el terreno de una línea de 21 kV en instalación aérea y enterrada.

Como se aprecia en la figura 1.4, tanto en líneas aéreas como subterráneas, para un mismo nivel de corriente, el perfil siempre es en forma de campana, salvo que en el caso de líneas aéreas ésta es más ancha, es decir, tiene una zona de influencia mayor. Por el contrario, en el caso de las subterráneas, aunque el pico de campo máximo puede ser mayor, la zona de influencia es mucho menor al reducirse rápidamente el campo al alejarse del origen del mismo. Esta característica es lo que hace que este tipo de instalaciones sean tan interesantes como método de mitigación del campo magnético, ya que reducen la zona afectada por el mismo.

- División de fases

En ocasiones puede reducirse el campo generado mediante la división de las fases en dos o más conductores convenientemente separados, de forma que se obtienen configuraciones más compactas y con corrientes más reducidas por cada uno de los conductores, lo que influye notablemente en la reducción del campo (figura 1.5b).



**Figura 1.5.** Líneas de campo  $B$  ( $\mu\text{T}$ ) constante para distintas configuraciones de las fases del tendido.

Esta técnica se basa en la modificación de la configuración de los conductores de la línea mediante la utilización de cuadripolos [14], los cuales generan un campo magnético más compacto que se reduce cúbicamente con la distancia. De este modo, mediante la combinación adecuada de estos elementos, se puede llegar a configuraciones que se comportan como una línea trifásica (figura 1.6).

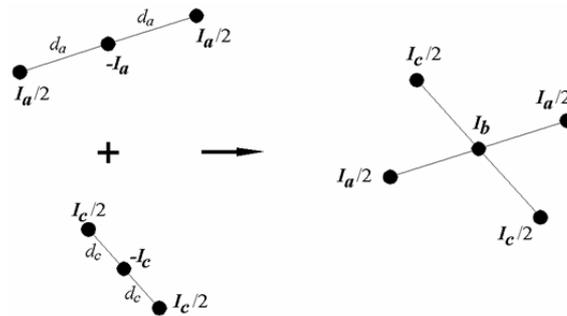


Figura 1.6. Constitución de línea trifásica mediante cuadripolos.

- Cancelación de fases

Este método se fundamenta en el anterior, salvo que en esta ocasión ya existen varios circuitos, por lo que el método simplemente consiste en reconfigurar la disposición de los conductores para obtener configuraciones con menor emisión de campo magnético. Esta técnica es de aplicación tanto en líneas aéreas [15] como subterráneas [16]. Por ejemplo, en el caso particular de líneas aéreas de transmisión y distribución es muy frecuente el uso de líneas dobles, en las que se disponen dos tendidos de forma paralela a una distancia fija. En estos casos, existen diversas formas de situar las fases de cada línea respecto a la otra, no siendo todas ellas las más eficientes en cuanto a generación de campo magnético se refiere.

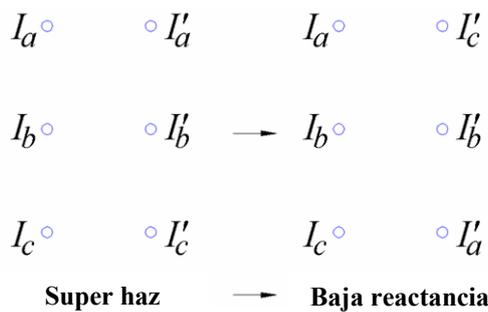
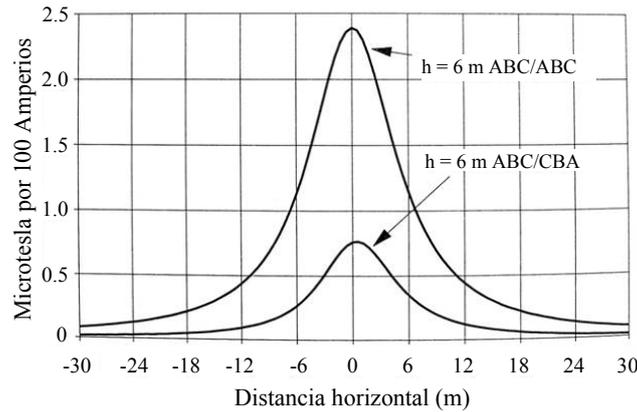


Figura 1.7. Modos de configurar conductores en líneas dobles.

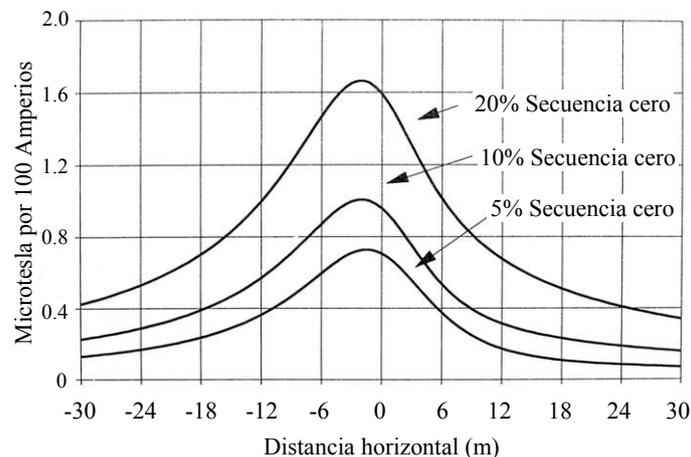
Un caso claro es lo que se muestra en la figura 1.7. En la configuración “Super haz”, se sitúan las fases de forma idéntica en ambos tendidos, mientras que en la configuración “Baja reactancia” se permutan dos fases en uno de los tendidos. Este simple cambio lleva consigo una importante reducción del campo como se muestra en la figura 1.8, debido a que esta configuración favorece la cancelación del campo generado por las fases.



**Figura 1.8.** Perfil transversal del campo a 1 m del suelo para dos configuraciones de conductores situados a una altura (h) de 6m.

- Reducción de la componente de secuencia cero

Además de los parámetros geométricos descritos, es obvia la influencia que tiene la corriente que circula por la línea sobre el campo magnético generado. Esta influencia no solo se debe al nivel de corriente, donde mayor intensidad por los conductores produce mayor campo, sino al equilibrio entre las mismas, en concreto a la posible existencia de componente de secuencia cero en el sistema trifásico. Es decir, un sistema totalmente equilibrado produce un menor campo que un sistema desequilibrado [17]. En la figura 1.9 se muestra un ejemplo de cómo aumenta el campo a medida que lo hace la componente de secuencia cero del sistema. Por tanto, antes de tener en cuenta los parámetros comentados con anterioridad, la primera acción a llevar a cabo en una instalación para reducir el campo magnético que ésta genera es la reducción de corriente de secuencia cero que circula por la línea.



**Figura 1.9.** Perfil transversal del campo a 1 m del suelo para distintos niveles de secuencia cero.

**1.2.2. Técnicas que utilizan elementos externos adicionales**

Todas las acciones comentadas con anterioridad producen una reducción en el campo más o menos apreciable. Pero en muchas ocasiones es necesaria una reducción más drástica, por lo que aún habiendo aplicado algunos de los conceptos anteriores, es necesario recurrir a nuevas técnicas de mitigación que requieren de la utilización de elementos externos a la instalación para conseguir los objetivos de mitigación

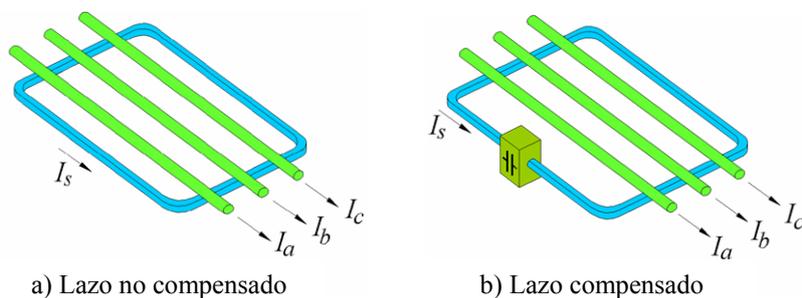
solicitados. En estos casos dichos elementos adicionales pueden llevar a cabo la mitigación de forma activa o pasiva:

- Técnicas de mitigación pasiva

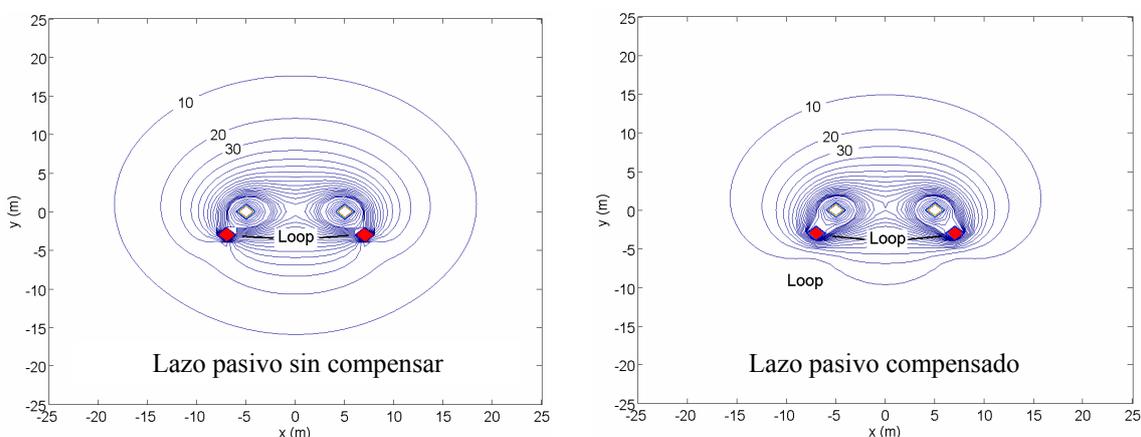
Son técnicas que reducen el campo total en el área protegida mediante la disposición de elementos cuyos materiales interactúan con el campo magnético generado por la instalación. Entre ellas destacan:

o *Lazos de compensación pasivos*

Este sistema se basa en situar uno o varios conductores en forma de lazo en las proximidades de la línea o la zona proteger. En este lazo, debido a la variación temporal del flujo magnético generado por la fuente, se induce una corriente que a su vez genera un nuevo campo magnético que trata de oponerse al principal (Ley de Lenz), de forma que la superposición de ambos da lugar a un campo de menor intensidad en la zona de interés. Este caso es denominado “Lazo pasivo”, ya que no existe ninguna fuente externa que genera la corriente por el lazo compensador (figura 1.10a). Sin embargo, para incrementar la eficacia del lazo, se suele intercalar un condensador para aumentar la corriente de compensación (figura 1.10b), y así aumentar el efecto mitigador. En esta situación se habla de “Lazo pasivo compensado”. La figura 1.11 muestra cómo se deforman las líneas de campo en presencia de lazos pasivos compensados y no compensados, reduciéndose el nivel de campo bajo el tendido. Asimismo se observa la mayor eficiencia mitigadora de la configuración compensada frente a la no compensada.

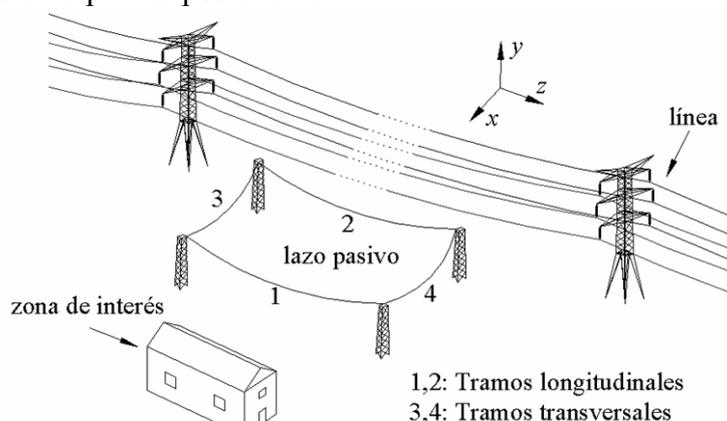


**Figura 1.10.** Configuración de lazo pasivo compensado y no compensado.



**Figura 1.11.** Líneas de campo  $B$  ( $\mu\text{T}$ ) constante en presencia de lazo pasivo sin y con compensación.

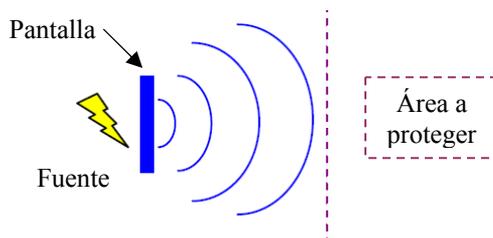
Esta técnica ha sido principalmente empleada en situaciones como la mostrada en la figura 1.12, en la que se pretende mitigar el campo de una línea aérea sobre una vivienda cercana a la misma. Su aplicación al caso de líneas subterráneas será objeto de desarrollo en capítulos posteriores.



**Figura 1.12.** Ejemplo de sistema de mitigación del campo magnético mediante lazo pasivo.

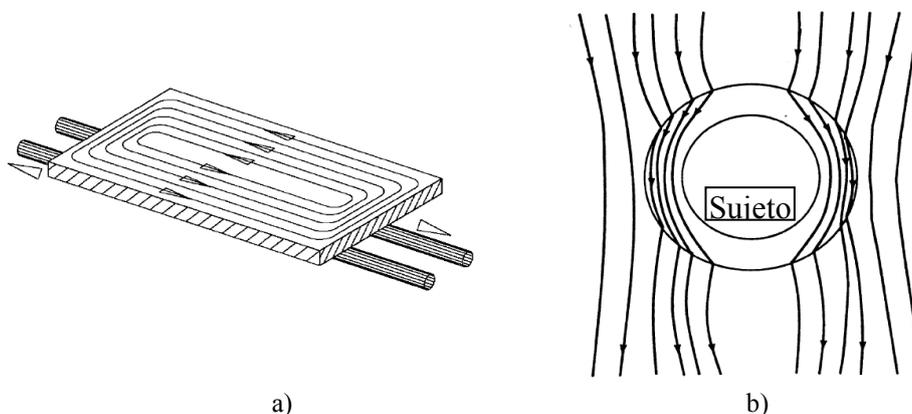
○ *Apantallado mediante materiales conductores y ferromagnéticos*

Se trata de la colocación de pantallas intercaladas entre la fuente origen del campo y la zona que se quiere proteger del mismo, de manera que dicha pantalla hace de barrera que impide el paso de las líneas de campo a la zona a proteger (figura 1.13). De esta manera se reduce el nivel de exposición en el área de interés.



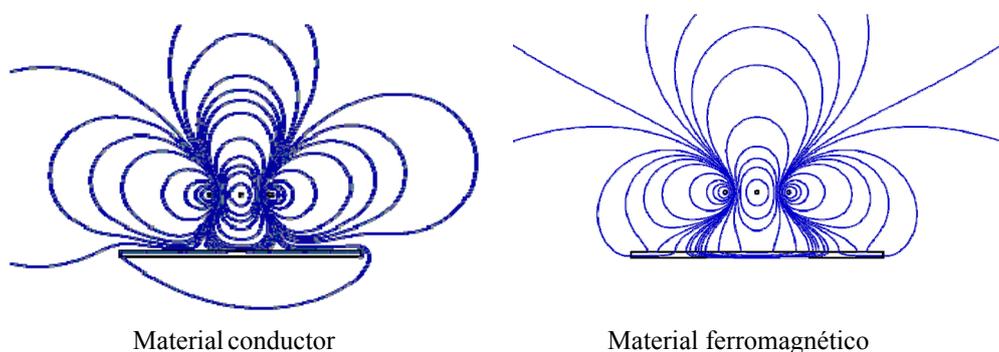
**Figura 1.13.** Esquema de sistema de mitigación mediante pantalla.

La eficiencia del apantallado depende del tipo de fuente, espesor y dimensiones de la pantalla, su localización relativa al espacio a proteger y, fundamentalmente, del tipo de material empleado en su construcción. Principalmente existen dos tipos de materiales que se suelen emplear en la realización de pantallas: materiales de alta conductividad eléctrica (conductores) como el aluminio y el cobre, o de alta permeabilidad magnética (ferromagnéticos) como el Permalloy o el  $\mu$ metal.



**Figura 1.14.** Mecanismos de reducción presentes en las pantallas.

Cada uno de ellos provoca la reducción del campo mediante mecanismos muy diferentes, aunque ambos buscan producir la deformación del campo magnético para evitar, en lo posible, que llegue a la zona que se quiere proteger. Los materiales conductores deforman el campo mediante la generación de un campo opuesto originado por la inducción de corrientes parásitas en la chapa [18] (figura 1.14a), mientras que los ferromagnéticos producen la deformación por atracción de las líneas de campo hacia el interior del material [17], ya que presenta un camino de menor reluctancia para el campo (figura 1.14b). De esta forma se obtienen líneas de flujo magnético<sup>2</sup> como los de la figura 1.15, donde se aprecia cómo la pantalla conductora “repele” el campo originado por la fuente, mientras que la ferromagnética “atrae” dicho flujo al interior del material. En ambos casos se reduce el número de líneas de flujo que llegan al otro lado de la pantalla. Sin embargo, los materiales de alta permeabilidad magnética son mucho más caros que los materiales conductores, por lo que la utilización de estos últimos está mucho más extendida.



**Figura 1.15.** Líneas de flujo en presencia de pantallas conductoras y ferromagnéticas.

El interés de esta técnica radica en su aplicabilidad en instalaciones de nueva construcción, así como en la mejora de instalaciones ya existentes que requieran de una mitigación del campo generado. Asimismo, económicamente es una de las opciones más viables entre las mencionadas anteriormente cuando se requiere un cierto grado de mitigación.

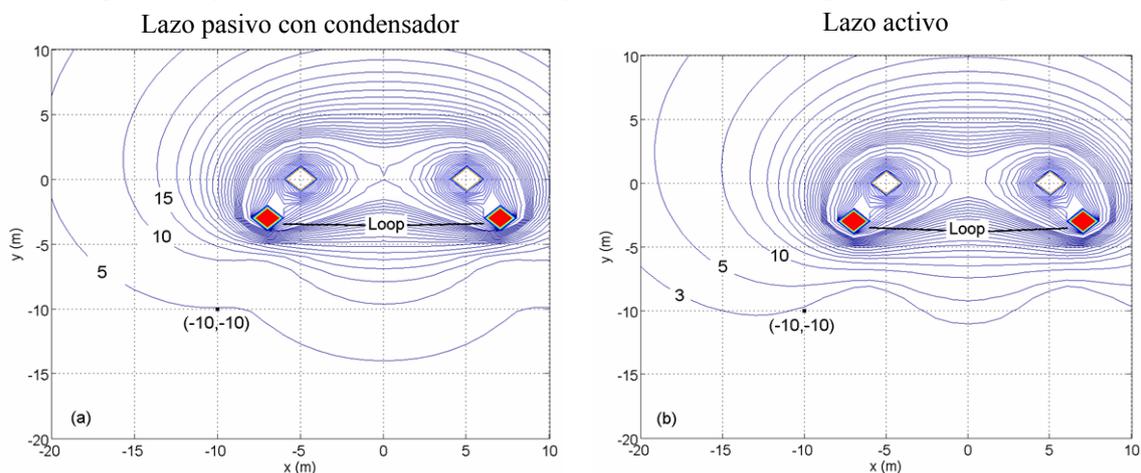
Aunque existen algunos estudios de la aplicación de esta técnica a líneas aéreas [19], suele emplearse fundamentalmente en el caso de instalaciones subterráneas, lo que será objeto de estudio en capítulos posteriores. En ellos se desarrollarán los principales aspectos que determinan el funcionamiento de esta técnica, así como las distintas configuraciones de pantallas y combinación de materiales para obtener una óptima reducción del campo.

#### - Técnicas de mitigación activa

Al igual que los métodos pasivos, se trata de elementos externos a través de los cuales se hace pasar una corriente que genera un campo opuesto al principal con el objetivo de reducir su intensidad. Sin embargo, al contrario que las técnicas pasivas en las que dicha corriente era inducida por la propia fuente de campo, en las activas se emplea un equipo o fuente de alimentación externa con la que se impone y controla la amplitud y la fase

<sup>2</sup> Líneas de flujo magnético o de fuerza: líneas cuya tangente proporciona la dirección del vector inducción magnética  $\vec{B}$  en ese punto. Son perpendiculares a las líneas de campo constante.

de la corriente que circula en cada momento, controlando así el nivel de reducción que se desea alcanzar. Un caso típico es el de los lazos de compensación activos [20], que no son más que lazos pasivos a los que se les ha dotado de una fuente de corriente controlada. La principal ventaja que presenta esta técnica es su mayor eficiencia mitigadora en relación con el caso pasivo (figura 1.16). Sin embargo requiere de la instalación de algún tipo de sistema de control que regule la corriente a inyectar en el lazo en función del valor que tenga en cada instante el campo que se pretende mitigar. Esto implica mayores costes de instalación y mantenimiento respecto al caso pasivo.



**Figura 1.16.** Líneas de campo  $B$  ( $\mu\text{T}$ ) constante en presencia de lazo pasivo compensado (a) y lazo activo (b).

### 1.3. Resumen y conclusiones del capítulo

En el presente capítulo se ha puesto de manifiesto la problemática que plantea actualmente la presencia de campos magnéticos generados por instalaciones eléctricas de frecuencia industrial, exponiendo el estado actual de conocimientos en relación a los posibles efectos adversos de estos campos en la salud de las personas. En base a los estudios realizados hasta el momento, la Organización Mundial de la Salud no encuentra evidencias importantes que relacionen la exposición a estos campos con ciertas enfermedades, aunque recomienda la aplicación del principio de prevención prudente hasta que los estudios proporcionen resultados concluyentes. En este sentido recomienda reducir en lo posible los niveles de exposición a los que se ven sometidas las personas, fomentando la utilización de técnicas que ayuden a conseguir dichos objetivos. Por ello se han revisado en este capítulo las numerosas técnicas existentes en la actualidad para reducir el nivel de emisiones de campo magnéticos en instalaciones que trabajan a frecuencia industrial, haciendo especial énfasis en aquellas de aplicación en líneas eléctricas aéreas y subterráneas. Estas técnicas se han clasificado en dos categorías (técnicas intrínsecas y técnicas que utilizan elementos adicionales), siendo habitual la utilización conjunta de algunas de estas técnicas para alcanzar los requerimientos de mitigación deseados. Por ello es necesario recabar información específica del emplazamiento, así como realizar un análisis exhaustivo de los principales parámetros que afectan a la eficiencia de la mitigación, con el fin de determinar la mejor opción dependiendo de las características de la fuente origen del campo, el área a proteger y los requerimientos de mitigación.

A lo largo de los próximos capítulos se analizará el caso particular de la mitigación de campos magnéticos generados por líneas subterráneas mediante técnicas de apantallado

con materiales conductores y ferromagnéticos, así como de la utilización de lazos pasivos compensados, realizando un estudio exhaustivo de los principales parámetros que intervienen en la eficiencia mitigadora de ambas técnicas. Asimismo se propondrán nuevas configuraciones que incrementen la eficiencia mitigadora en ambos casos.

### Referencias bibliográficas

- [1] Proyecto Internacional CEM de la Organización Mundial de la Salud:  
<http://www.who.int/peh-emf/project/es/>
- [2] IARC (International Agency for Research on Cancer). *Monographs of the Evaluation of Carcinogenic Risks to Humans*. 2002. Non-ionizing radiation, part 1: Static and extremely low-frequency (ELF) electric and magnetic. Volume 80, 19–26. France: IARC Press, 150 Cours Albert Thomas, F-69372 Lyon Cedex 08.
- [3] International Commission on Non-Ionizing Radiation Protection (ICNIRP) *Recomendaciones para limitar la exposición a campos eléctricos, magnéticos y electromagnéticos (hasta 300 GHz)*. Health Physics 74:494-522, 1998.
- [4] Consejo de la Unión Europea. *Recomendación del Consejo relativa a la exposición del público en general a campos electromagnéticos (0 Hz a 300 GHz) (1999/519/CE)*. Diario Oficial de las Comunidades Europeas L199/59, 1999.
- [5] Scientific Committee on Emerging and Newly Identified Health Risks (SCENIHR). *Possible effects of Electromagnetic Fields (EMF) on Human Health*. Scientific Committees. European Commission. 21 Marzo 2007.
- [6] REAL DECRETO 1066/2001 de 28 de septiembre de 2001. *Aprobación del reglamento que establece condiciones de protección del dominio público radioeléctrico, restricciones a las emisiones radioeléctricas y medidas de protección sanitaria frente a emisiones radioeléctricas*. BOE núm. 234.
- [7] Comité de expertos independientes convocados por el Ministerio de Sanidad y Consumo. *Campos electromagnéticos y salud pública*. Dirección General de Salud Pública y Consumo, 2001. Ministerio de Sanidad y Consumo.
- [8] Comité de expertos independientes convocados por el Ministerio de Sanidad y Consumo. *Evaluación actualizada de los Campos Electromagnéticos en relación con la salud pública y consumo*. Dirección General de Salud Pública y Consumo, Septiembre 2003. Ministerio de Sanidad y Consumo.
- [9] Dr. Darío Acuña Castroviejo. *Informe científico sobre el efecto de los Campos Electromagnéticos en el Sistema Endocrino humano y Patologías asociadas*. Instituto de Biotecnología. Universidad de Granada.
- [10] Comisión Internacional para la Seguridad Electromagnética (ICEMS). *Aproximación al Principio de Precaución y los Campos Electromagnéticos: Racionalidad, legislación y puesta en práctica*. Benevento, Italia, Febrero de 2006. [http://www.icems.eu/benevento\\_resolution.htm](http://www.icems.eu/benevento_resolution.htm)

- [11] Organización Mundial de la Salud. *Campos Electromagnéticos y Salud pública. Exposición a campos de frecuencia extremadamente baja*. Nota descriptiva N° 322. Junio 2007. <http://www.who.int/mediacentre/factsheets/fs322/es/index.html>
- [12] World Health Organization (WHO). *Environmental Health Criteria 238. Extremely low frequency fields*. Geneva: WHO; 2007. [http://www.who.int/pehemf/research/health\\_risk\\_assess/en/index2.html](http://www.who.int/pehemf/research/health_risk_assess/en/index2.html).
- [13] CIGRE WG. C4.204, “*Guidelines for Mitigation Techniques of Power-Frequency Magnetic Fields Originated from Electric Power Systems*”, TB-373, 2009.
- [14] P. Cruz, C. Izquierdo, M. Burgos, “*Optimal split-phase configurations*”, Power Tech Proceedings, Vol. 3, Porto, Septiembre 2001.
- [15] *Transmission Line Reference Book, 345 kV and Above*, segunda edición, revisada. Electric Power Research Institute, Palo Alto, California, 1987.
- [16] G. Karady, “*A novel Magnetic Field Management Method for Underground Power Cables*”, Electric Power System Research, Vol. 31, No. 2, pp. 103-110, Noviembre 1994.
- [17] W. F. Horton, S. Goldberg, *Power Frequency Magnetic Fields and Public Health*. Boca Raton. CRC Press, 1995.
- [18] T. Rikitake, *Magnetic and Electromagnetic Shielding*. D. Reidel Publishing Company, Boston, 1987.
- [19] K. Wassef, V. V. Varadan, “*Magnetic Field Shielding Concepts for Power Transmission Lines*”, IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 34, No. 3, pp. 649-654, Mayo 1998.
- [20] P. Cruz, C. Izquierdo, M. Burgos, “*Optimal design of active shielding for power lines*”, 14<sup>th</sup> Power System Computation Conference Proc., Session 24, Paper 2, page 1, Sevilla 2002.

# Capítulo 2

## Mitigación de campos magnéticos en líneas subterráneas. Estado del Arte.

### 2.1. Introducción

En el caso concreto de la mitigación de campos magnéticos generados por líneas subterráneas, muchas de las acciones comentadas en el capítulo anterior suelen emplearse de manera combinada, fundamentalmente la utilización de configuraciones compactas para el tendido (en forma triangular), así como el incremento de la profundidad de instalación en los casos en los que esto es posible [1,2]. Con estas acciones se consiguen obtener distribuciones de campo aceptables para numerosas situaciones. Por otro lado, en el caso de sistemas de transmisión subterráneos con varios circuitos es importante también considerar la disposición de las distintas fases del tendido, ya que esto permite reducir el nivel de campo de manera considerable. En este sentido existen varios estudios que proponen metodologías y configuraciones que optimizan la reducción<sup>1</sup>. Por ejemplo, Karady [3] presenta un método práctico para encontrar la configuración óptima de fases en un sistema de transmisión subterráneo suponiendo corrientes equilibradas en las fases, llegando a soluciones en las que la relación entre el campo original y el mitigado es del orden de 20. En el caso de la existencia de desequilibrios en las corrientes de fases, también Karady [4] desarrolla un nuevo método para optimizar la disposición de las fases. En este caso se observa cómo el desequilibrio incrementa el campo, aunque la reducción conseguida es aún significativa. Por otro lado, Habiballah [5] presenta nuevas configuraciones para uno, dos, tres y cuatro cables por fase, caso este último con el que se obtiene una reducción casi completa del campo. En base a este último trabajo, Dawoud [6] obtiene las posiciones óptimas de las fases para las configuraciones habituales de un tendido

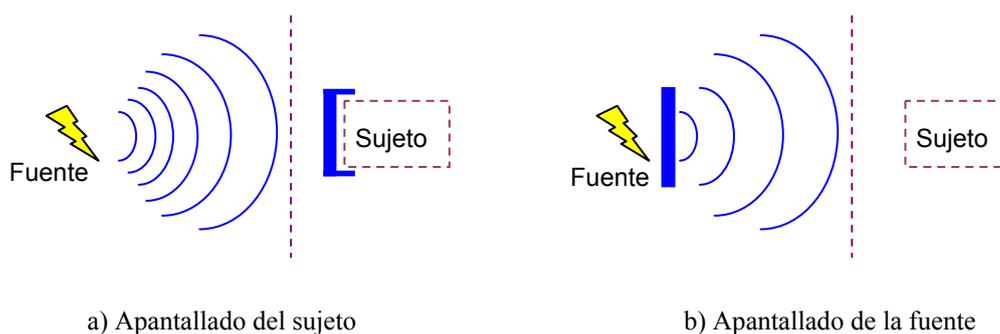
---

<sup>1</sup> Cociente entre el campo magnético sin mitigar y el campo mitigado.

subterráneo (triangular y horizontal), considerando para ello entre 1 y 6 cables por fase. En dicho estudio también considera la influencia de la profundidad del tendido en la mitigación alcanzada.

Existen otras técnicas menos empleadas que permiten reducir el campo de tendidos subterráneos, como es el arrollamiento helicoidal de los cables. En [7,8] se analiza esta posibilidad, obteniéndose expresiones simplificadas del campo producido por los cables trenzados. En ambos estudios se analiza la caída del campo con la distancia, llegando a reducciones del orden de 20 para distancias iguales al paso de trenzado.

Sin embargo existen ocasiones en las que algunas de estas técnicas no son aplicables. Por ejemplo, cuando el nivel de corriente por las fases es elevado, realizar el tendido en configuraciones compactas (triangular) reduce excesivamente la capacidad de transporte de la línea, ya que dificulta la disipación del calor generado. Asimismo, la división de fases para obtener varios circuitos no siempre resulta eficiente desde el punto de vista económico. Es por esto que cuando se requieren elevados niveles de reducción del campo se recurre habitualmente a técnicas de apantallado. Las más destacadas son la instalación de lazos de compensación y de pantallas realizadas con materiales conductores o ferromagnéticos. Estas técnicas, a diferencia de las comentadas anteriormente, pueden ser empleadas indistintamente para realizar una protección o apantallado de la fuente o del sujeto (zona de interés).



**Figura 2.1.** Estrategias de apantallado.

Se habla de “apantallar el sujeto” cuando se implementa algún tipo de elemento reductor del campo o pantalla con el fin de proteger una región relativamente pequeña del campo producido por fuentes externas a dicha región (figura 2.1a). Este es el caso habitual de instalaciones o laboratorios en los que existen equipos de precisión sensibles a interferencias. Por otro lado, se habla de “apantallar la fuente” cuando se sitúa algún tipo de elemento en las proximidades o alrededor de una fuente localizada de campo magnético, a fin de reducir la intensidad del mismo en toda la zona exterior de la fuente (figura 2.1b).

Tanto los lazos de compensación como las pantallas de materiales conductores o ferromagnéticos son técnicas que se han empleado con éxito en múltiples situaciones. En concreto, los lazos de compensación se han empleado mayoritariamente en los casos de líneas aéreas, mientras que las pantallas se han aplicado fundamentalmente en el apantallado de recintos cerrados (laboratorios, centros de transformación) y líneas subterráneas. Sin embargo, la elección de una de estas dos técnicas a la hora de afrontar la reducción del campo generado por una determinada instalación no es siempre trivial, por lo que es muy importante recabar la mayor cantidad de información posible sobre el

emplazamiento y características de la fuente origen del campo, el área a proteger y los requerimientos de mitigación solicitados. Además, es necesario conocer la distribución del campo magnético que se quiere mitigar y su variación con el tiempo, ya que este dato puede ser determinante a la hora de seleccionar la técnica más adecuada. Esto puede realizarse mediante simple medición con la instalación en funcionamiento o mediante modelos experimentales y/o simulaciones, dependiendo de las características de la fuente de origen. Sin embargo, para seleccionar la técnica de apantallado más adecuada, toda esta información debe completarse con un profundo conocimiento de los mecanismos de reducción empleados por ambos tipos de pantallas, así como los principales parámetros que afectan a su eficiencia mitigadora. Por ello, a continuación se comentarán detalladamente los principales aspectos y estudios realizados en torno a la utilización de lazos y pantallas en la mitigación de campos magnéticos de frecuencia industrial, destacando las principales conclusiones, así como algunas de las ventajas e inconvenientes que presentan.

## 2.2. Mitigación mediante lazos. Estado del arte

Como se comentó en el capítulo anterior, este método consiste en la inserción de un circuito auxiliar de compensación formado por uno o más lazos o bucles en posiciones cercanas a la fuente de campo magnético o a la zona a proteger. En dichos lazos se inducen corrientes por efecto del campo magnético variable que se desea reducir. Estas corrientes generan a su vez un nuevo campo que trata de oponerse al principal, de manera que la superposición de ambos da lugar a un campo de menor intensidad. En esta situación se produce una compensación pasiva del campo (figura 2.2), ya que la corriente de compensación es generada directamente por el campo a mitigar mediante fenómenos de inducción.

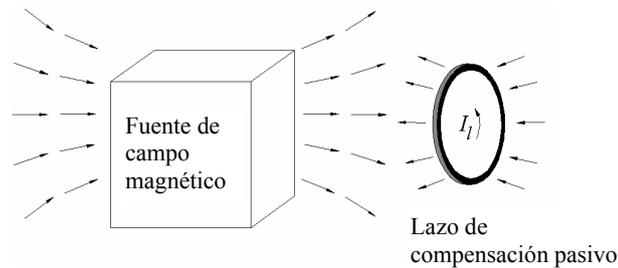


Figura 2.2. Mecanismo de compensación pasiva.

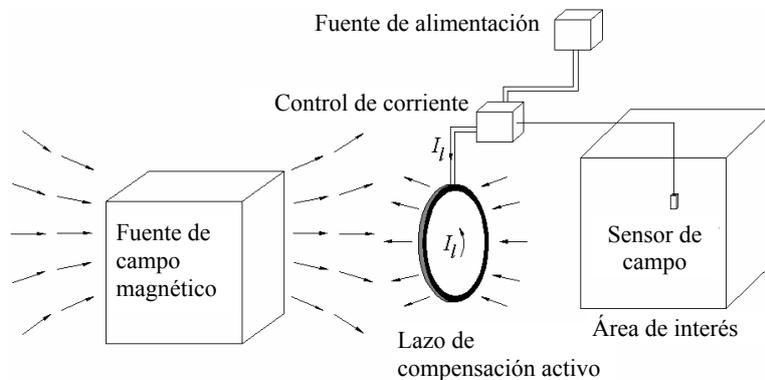


Figura 2.3. Mecanismo de compensación activa.

Sin embargo, existe una alternativa que consiste en inyectar en el circuito, mediante una fuente de alimentación externa, una corriente con la amplitud y la fase necesaria para lograr la mayor mitigación del campo en cada momento. En este caso se produce una compensación activa del campo (figura 2.3). Esta última posibilidad requiere de la instalación de un circuito que informe, en cada instante, del valor del campo resultante en la zona de interés. Sin embargo, queda claro que esta posibilidad requiere de la instalación de equipos más sofisticados que en el caso pasivo.

La utilización de este tipo de técnicas se venía empleado en aplicaciones biomédicas y físicas, fundamentalmente para reducir campos continuos. Sin embargo, no fue hasta 1990 cuando Olsson [9] propuso por primera vez la aplicación de esta técnica a fuentes de campos electromagnéticos de frecuencias extremadamente bajas, en concreto a las líneas aéreas. Es en este tipo de instalaciones donde se han realizado la mayoría de los estudios y aplicaciones en los que se ha utilizado esta técnica. A continuación se comentan las investigaciones más destacadas sobre la aplicación de esta técnica en líneas aéreas y subterráneas.

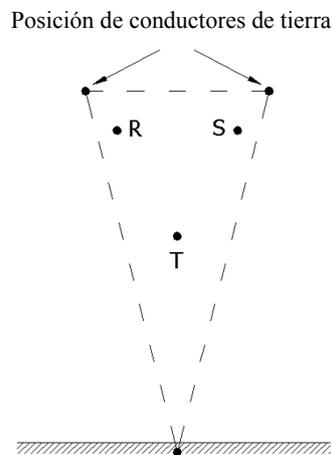
### **2.2.1. Aplicación a líneas aéreas**

Entre los primeros estudios teóricos de esta técnica se encuentra el realizado por Walling [10], donde analiza la mitigación que se consigue en una línea trifásica horizontal con la inserción de un lazo horizontal bajo la línea. Para aumentar la eficiencia mitigadora del lazo inserta un condensador en serie en el bucle (lazo pasivo compensado), lo que reduce la impedancia del lazo e incrementa la corriente inducida en el mismo. De este modo se consigue una reducción máxima no homogénea del campo de unas 6 veces a unos 20 m de la línea. También se analiza el efecto que tiene la presencia del lazo sobre la impedancia de la línea, observándose una ligera influencia en las impedancias de secuencia directa y de secuencia negativa, y una influencia despreciable en la componente de secuencia cero.

Con un ejemplo similar al de Walling, Memari [11] desarrolla los cálculos necesarios para obtener la intensidad inducida en el lazo de mitigación pasivo. Para ello calcula el flujo que atraviesa el lazo, y aplica la ley de inducción de Faraday para obtener la fuerza electromotriz inducida. Dividiendo por la impedancia del lazo se obtiene la intensidad del lazo. Además demuestra también que con un lazo se puede reducir el campo magnético, no sólo sobre el suelo, sino en posiciones más elevadas.

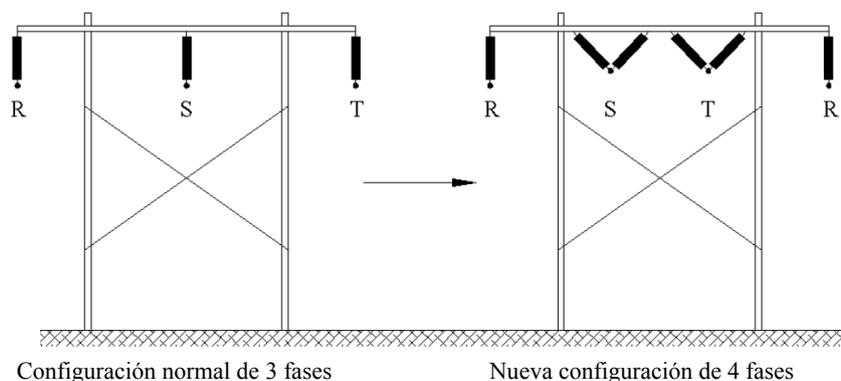
Otros estudios teóricos, como los desarrollados por Yamazaki [12], analizan el comportamiento de la compensación proporcionada por un lazo pasivo horizontal, buscando clarificar los requisitos necesarios para conseguir una mitigación de campo eficiente, no sólo en una determinada área, sino en todo el entorno de la línea, incluyendo áreas justo debajo de la línea y en zonas elevadas próximas a la línea. Para ello desarrolla primero una expresión para estimar la corriente inducida en el lazo, validando dicha expresión mediante modelos experimentales de las configuraciones habituales de las líneas de transmisión aéreas. Seguidamente investiga el grado de mitigación alcanzado en dichas configuraciones, aclarando las diferencias de mitigación proporcionadas por cada una de las configuraciones analizadas mediante la aplicación del concepto de momento de un dipolo de corriente.

Por otro lado, Jonsson [13] analiza un esquema de compensación pasivo y activo constituido por tres conductores y lo aplica a una línea de 400 kV en delta invertida. Dos de los conductores de compensación se sitúan en las posiciones de los conductores de tierra de la línea, y el tercero es enterrado debajo del tendido, formando así una delta invertida que rodea a las tres fases de la línea (figura 2.4). Para el caso de compensación activa, la corriente que circula por los conductores de la pantalla se genera por una fuente de alimentación independiente trifásica. De los resultados obtenidos se observa una reducción del 45% a 100 m de la línea con la compensación pasiva con condensador, del 60% con la compensación activa suponiendo alimentación equilibrada en los tres conductores de la pantalla, y una compensación total suponiendo alimentación independiente en cada conductor de la pantalla. El valor de la intensidad por el circuito de compensación activo se obtiene mediante cálculo iterativo. Se hace también un estudio económico de la implantación de las diversas alternativas, obteniéndose para el método más eficiente (compensación activa independiente) un incremento del coste del tramo de línea protegido del 20%.



**Figura 2.4.** Pantalla de 3 conductores aplicada a línea en delta invertida.

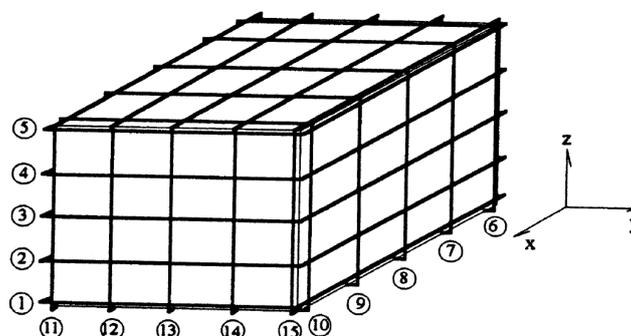
Otras configuraciones más complejas de apantallado se han propuesto también. Pettersson [14] propone un método híbrido que combina la instalación de lazos pasivos o activos con la técnica de la división de fases, convirtiendo una línea de 3 fases en una configuración de 4 fases. Lo aplica a un tendido horizontal trifásico, donde divide una de las fases en dos conductores. Estos conductores los sitúa en los extremos exteriores del tendido formando un lazo, obteniendo una configuración horizontal de 4 fases en cuyo centro quedan colocadas las dos fases que no se han dividido (figura 2.5).



**Figura 2.5.** Conversión de configuración horizontal de 3 fases en configuración de 4 fases.

Esta configuración se planteó para utilizarse en una antigua línea de 220 kV en Suecia, cuyos apoyos no necesitan ser sustituidos, lo que reduce los costes. De los estudios realizados se deduce que es posible alcanzar una reducción del orden de 9 empleando una compensación pasiva compensada, mientras que se puede alcanzar una reducción de 24 empleando una compensación activa.

Por su parte, Reta [15] analiza teóricamente un diseño de pantalla activa con el objeto de proteger un espacio reducido (unos 50 m<sup>2</sup>) frente al campo generado por una línea horizontal situada justo encima. Para ello rodea la zona a proteger mediante tres conjuntos de varios lazos (entre 5 y 10) formando una especie de jaula (figura 2.6). Cada uno de los lazos es alimentado de manera independiente por una fuente de corriente. De los estudios realizados se han obtenido atenuaciones de hasta el 95% en algunos puntos del interior. Sin embargo, este esquema presenta una gran dificultad a la hora de realizar su instalación, así como un elevado coste, ya que requiere alimentar de forma independiente un número elevado de lazos (en total entre 15 y 30).



**Figura 2.6.** Configuración de lazos alrededor de una habitación para el caso de 5 lazos por plano.

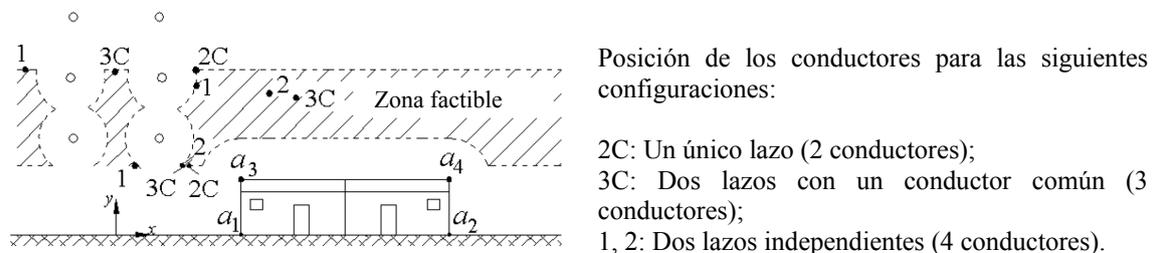
Otros estudios teóricos han sido validados mediante modelos experimentales o aplicados a líneas existentes. Por ejemplo, Cruz [16] obtiene expresiones simplificadas de la intensidad inducida en uno o varios lazos de mitigación. Además propone un método semiheurístico que permite seleccionar el número, características y emplazamiento de los lazos de mitigación pasivos y activos para las principales disposiciones de conductores de fase en líneas de transporte. A diferencia de otros análisis comentados anteriormente, este estudio no sólo se realiza buscando la mayor mitigación en zonas alejadas de la línea, sino en puntos cercanos a la línea e incluso debajo de la misma. Además, los resultados de la aplicación del método pasivo son comparados con los del método activo. La intensidad a inyectar a los lazos activos se obtiene de manera analítica una vez fijada la posición de los mismos. Por último muestra cómo la presencia de la componente de secuencia cero reduce la efectividad de los lazos pasivos y activos.

Entre los estudios llevados a cabo en instalaciones existentes destaca el realizado por Shperling [17] en torno al diseño e instalación de un sistema de lazos pasivos en una de las principales líneas que cruzan el estado de Nueva York, compuesta por dos tendidos horizontales de 345 kV. Este trabajo fue promovido por el Electric Power Research Institute (EPRI) [18] y el New York Power Authority (NYPA). De los resultados experimentales se observó un nivel de reducción del orden de 10 a unos 30 m del borde de la línea. El coste de instalación de los lazos se estimó en unos 930000 \$/km (precio de 1997).

Algunos estudios también han analizado y estimado el impacto económico derivado de la instalación de este tipo de elementos de mitigación. En este sentido Walling [10] estima que la compensación de una línea horizontal de 345 kV ronda los 50000 \$/km (precio de 1992). Por otro lado, Larsson [19] estimó que la instalación de un lazo pasivo de 100 m en una línea horizontal de 400 kV en Suecia rondó los 74000 \$/km (precio de 1995). Sin embargo es difícil obtener conclusiones de estos datos, ya que estas diferencias en los precios se deben, entre otras cosas, a los distintos niveles de mitigación requeridos y a la inclusión o no de otros aspectos como los costes de operación debidos a las pérdidas en los lazos.

No obstante, aún siendo una solución factible desde el punto de vista económico, una posibilidad para la reducción de costes es la incorporación de los lazos a los soportes propios de la línea a mitigar, ya sea en los casos de líneas existentes o de nueva instalación. En este sentido Cruz [20] estima que el incremento del coste de la instalación de soportes de 400 kV con dos conductores adicionales rondaría los 15300 € por vano, lo que supondría un coste relativo adicional del 15%.

En la mayoría de los estudios comentados se propone la mejor localización para un lazo en base a restricciones técnicas y económicas, analizando posteriormente los niveles de mitigación proporcionados. Además, los análisis realizados suelen basarse en situaciones muy concretas (una determinada configuración del tendido, un área de interés a ambos lados de la línea y un único lazo de compensación). Sin embargo, existen otros estudios que abordan el problema de forma inversa, donde el objetivo es obtener el mejor diseño de lazo que maximice la mitigación en una determinada área de interés. En este sentido, Cruz [21] propone una metodología de optimización global basada en la aplicación de un algoritmo genético. Esta técnica permite obtener la ubicación y características óptimas de una determinada configuración de lazo compensado para conseguir la mayor reducción de campo magnético posible en una determinada área de interés. Para ello tiene en cuenta las características del mismo (configuración, dimensiones, análisis de sensibilidad paramétrico), así como las posibles restricciones técnicas y geométricas del lugar de emplazamiento. Dicho método es aplicado a un elevado número de situaciones, considerando distintos niveles de tensión (distribución en media tensión, reparto y transporte), configuración de las líneas (horizontal, super-haz, etc.), configuraciones de lazos pasivos (lazo único, dos lazos independientes y dos lazos con un conductor común) (ver figura 2.7) y distintas áreas de interés (a un lado o a ambos lados de la línea). De esta forma se obtienen numerosas conclusiones de gran utilidad sobre las distintas posibilidades que ofrece la aplicación de esta técnica de mitigación a un amplio rango de situaciones prácticas.



**Figura 2.7.** Ubicación de los conductores de tres tipos de lazos compensados para la mitigación unilateral óptima de una línea de 132 kV de doble circuito.

### 2.2.2. Aplicación a líneas subterráneas

A diferencia de lo que ocurre en el caso de líneas aéreas, existen escasos estudios sobre la aplicación de la técnica de mitigación mediante lazos de compensación a líneas subterráneas. Apenas existen publicaciones donde se aborde el estudio teórico del problema, así como otras en las que se comenten aspectos sobre su implementación en instalaciones subterráneas reales. A continuación se comentan algunas de ellas.

Entre los escasos estudios teóricos realizados se encuentra el desarrollado por Cruz [22], en el que se explora la posibilidad de mitigar el campo magnético generado por líneas trifásicas de alta tensión subterráneas mediante el uso de lazos pasivos compensados y no compensados. El estudio se realiza sobre una configuración horizontal de los conductores de línea, obteniendo el emplazamiento óptimo de los conductores de compensación para distintas configuraciones de lazos horizontales (un único lazo, dos lazos independientes y dos lazos con un conductor común) (figuras 2.8 y 2.9). En todo el proceso se tienen en cuenta las restricciones geométricas del tendido (dimensiones de la zanja, profundidad del tendido y separación mínima entre fases y conductores de lazos). Asimismo se obtiene la mitigación alcanzada para diversas secciones de cobre y el valor del condensador del lazo compensado. En este sentido se comprueba que la capacidad óptima a instalar en un lazo no es la que compensa totalmente la inductancia del mismo, sino un valor intermedio, de modo análogo al caso de líneas aéreas.

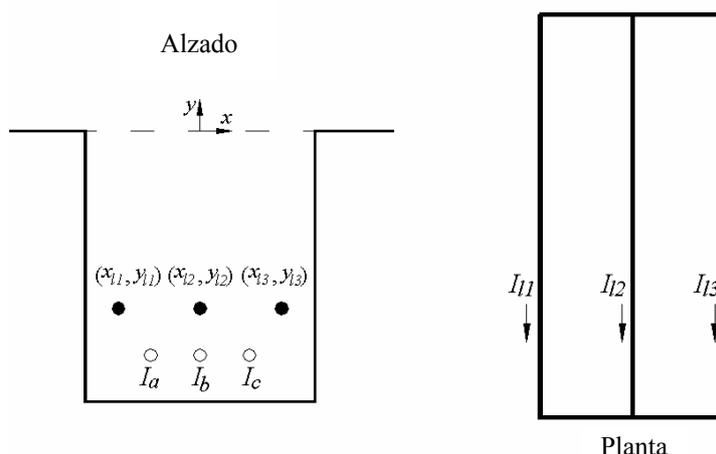


Figura 2.8. Configuración de dos lazos con conductor común.

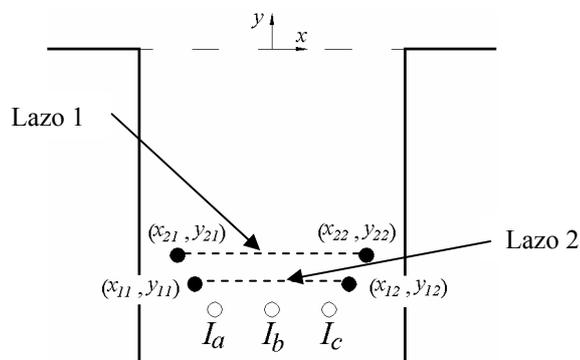
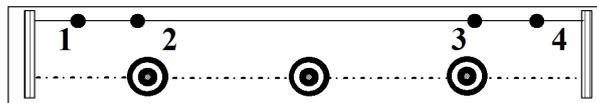


Figura 2.9. Configuración de dos lazos independientes.

Del estudio se concluye que es posible emplear lazos pasivos como alternativa a otras técnicas de mitigación de líneas subterráneas. A su vez destaca que las configuraciones

de un único lazo y de dos lazos independientes parecen ser las más atractivas. La primera por su sencillez y su nivel de reducción, ya que puede llegar a dividir por 10 el campo original. La segunda porque, para la misma masa de conductor de lazo, puede incrementar en un 30% la efectividad del lazo simple. Por otro lado se observa que, mientras las configuraciones no compensadas provocan una reducción homogénea del campo en función de la distancia horizontal, las configuraciones compensadas producen unos resultados más asimétricos, alcanzando los mayores niveles de reducción a un lado del tendido. También se observan algunos aspectos negativos, como la elevada capacidad de los condensadores a emplear, proponiendo utilizar lazos de varias espiras a fin de reducir dichos valores de capacidad. Además, para alcanzar elevados niveles de reducción, es necesario emplear secciones bastante elevadas de conductores (mayores de  $630 \text{ mm}^2$  de conductor de cobre) en los lazos compensados con condensadores.

Por otro lado, Brakelmann [23] analiza la eficiencia de distintas configuraciones de lazos no compensados (sin condensador) compuestos por una serie de conductores cortocircuitados entre sí en sus extremos (figura 2.10). Al igual que en el caso anterior, tanto los conductores de fase como los lazos tienen una configuración horizontal. La localización óptima de los conductores de los lazos se obtiene mediante un proceso de optimización en dos etapas, resuelto mediante aplicación de un algoritmo genético, en el que se incluyen restricciones térmicas que afectan a la ampacidad de la línea. En la primera etapa se obtienen las posiciones de los lazos para conseguir la minimización del valor más alto de campo en la superficie del terreno. En una segunda etapa se recalculan dichas posiciones buscando minimizar la reducción de ampacidad del tendido apantallado.

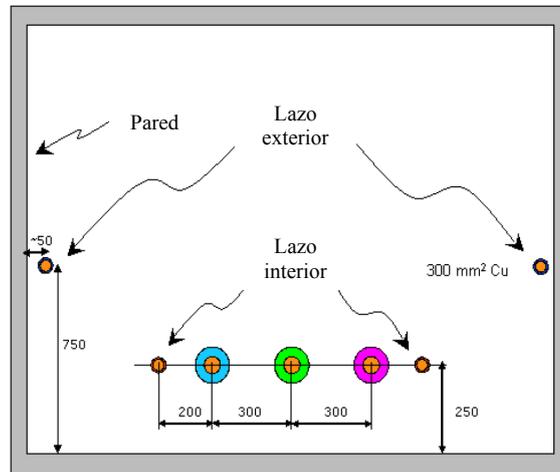


**Figura 2.10.** Configuración de 4 conductores cortocircuitados en sus extremos.

De los resultados obtenidos se observa que las configuraciones de lazos óptimas que resultan ser simétricas proporcionan prácticamente los mismos niveles de reducción que los proporcionados por configuraciones asimétricas. Además, pone de manifiesto el comportamiento contrapuesto que presentan, en función de la separación entre fases y lazos, el nivel de reducción alcanzado por un lado, y las pérdidas en los lazos y la reducción de ampacidad de la línea por otro. Es decir, mientras más cerca se sitúen los lazos del tendido mayor será la mitigación, pero por el contrario mayores serán sus pérdidas y la reducción de ampacidad de la línea mitigada. Por otro lado muestra cómo, para una misma separación entre fases y lazos, se obtienen mejores reducciones cuanto mayor sea la sección de los conductores de lazos. Además, a mayor sección existen menores pérdidas en el lazo, por lo que la reducción de ampacidad de la línea disminuye.

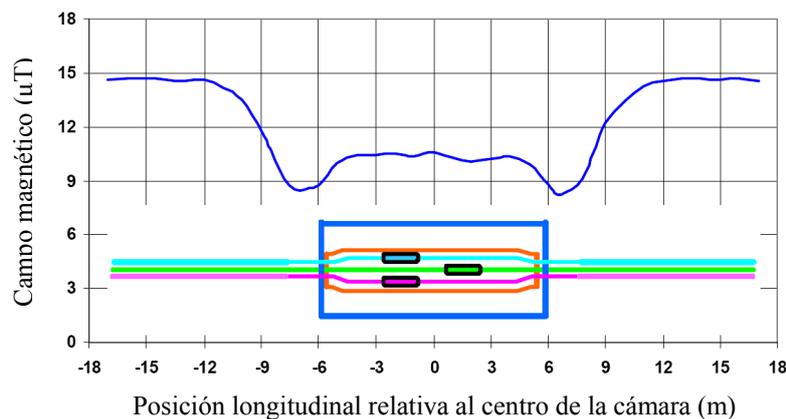
Por otro lado, existen algunos estudios prácticos sobre la implementación de lazos pasivos no compensados en la mitigación de líneas subterráneas. Concretamente, se han realizado varias experiencias de su aplicación en cámaras de empalme de líneas de alta tensión instaladas en galerías subterráneas. Una de las experiencias más destacadas es la llevada a cabo en una línea trifásica de 400 kV situada en Viena [2,24]. En esta ciudad existe un límite de  $15 \mu\text{T}$  para las emisiones de campos magnéticos, por lo que durante su mayor parte del recorrido la línea tiene una configuración triangular para cumplir dicho requisito. Sin embargo, en las cámaras de empalme el tendido debe cambiar a

configuración horizontal, lo que incrementa los niveles de emisión a unos 22  $\mu\text{T}$ . Dado que el nivel de reducción para cumplir los límites de emisión no era elevado, se propuso la instalación de dos lazos pasivos simétricos no compensados en el interior de la cámara, a lo largo de los 12 m de longitud de la misma. Estos se realizaron mediante cables de 300  $\text{mm}^2$  de baja tensión, situados en las paredes de la cámara y junto a las uniones del tendido (figura 2.11).



**Figura 2.11.** Disposición de dos lazos pasivos no compensados en el interior de una cámara de empalme.

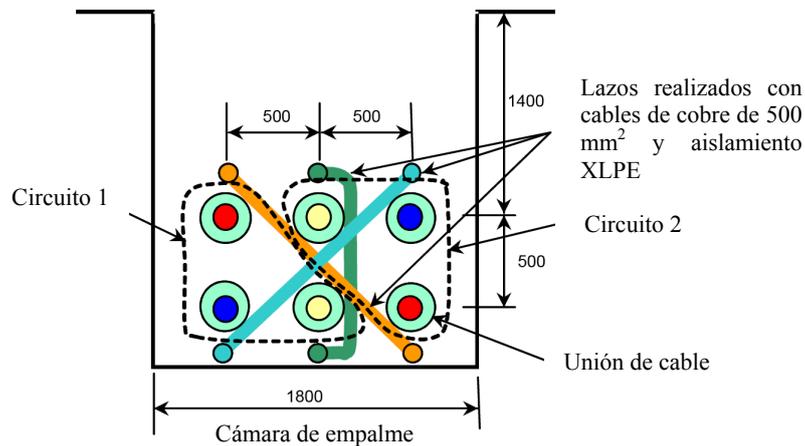
De las medidas de campo realizadas se observó que dicha configuración alcanza niveles de reducción del orden de 2, obteniendo niveles inferiores de emisión en la cámara que en el resto del tendido sin apantallar (figura 2.12). Además, para el caso de una corriente de 1500 A por las fases, las corrientes inducidas en los lazos fueron de 86 A en el lazo exterior y de 337 A en el interior, con unas pérdidas totales de unos 10 W/m. Sin embargo, dada la configuración del sistema, se observó que estas pérdidas no eran suficientes como para afectar a la ampacidad de la línea.



**Figura 2.12.** Módulo de campo magnético medido a lo largo de la cámara de empalme en presencia de lazos pasivos.

Otra situación similar en la que se utilizan lazos pasivos de compensación se describe en [2], donde se analiza la mitigación de una línea enterrada de 132 kV de doble circuito. En este caso, para reducir el campo se emplearon algunas de las técnicas que se han comentado a lo largo de este capítulo. Para empezar, en lugar de situar las dos líneas en configuración horizontal una sobre la otra, se optó por situarlas en forma triangular con orden de secuencias inversos, pero de tal forma que siguen existiendo dos grupos

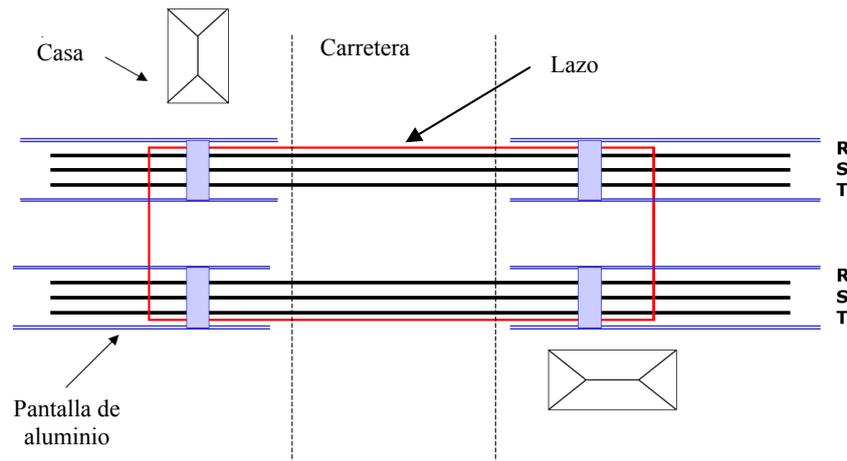
horizontales de tres cables unos encima de otros (figura 2.13). La finalidad de esto es doble. Por un lado, al estar cada línea en forma triangular y con secuencia contraria a la del otro circuito, el campo total generado es más reducido que el generado por la disposición habitual de dos tendidos horizontales. Por otro lado, si uno de los dos circuitos deja de estar en funcionamiento, quedaría un único circuito en forma triangular, generando un campo también menor que si el tendido tuviera configuración horizontal. Sin embargo, en esta situación el campo total sería mayor que si las dos líneas estuviesen en carga.



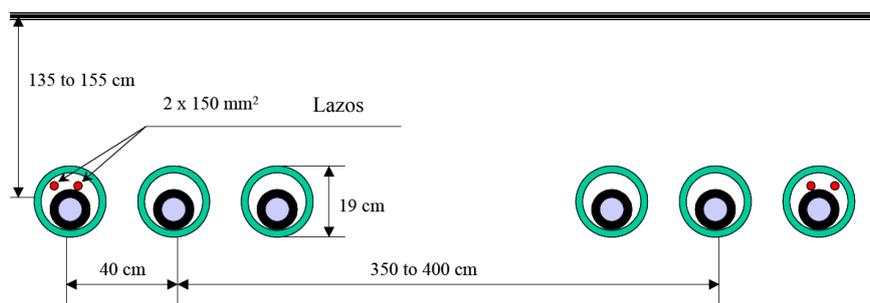
**Figura 2.13.** Dos circuitos de 132 kV con tres lazos pasivos de compensación (unidades en mm).

Este aspecto se ve agravado en las galerías donde se realizan las uniones, ya que debe incrementarse la distancia entre fases para realizar dichas uniones. Por esto último y para evitar el incremento del campo en caso de no funcionamiento de alguno de los circuitos, se propuso la instalación de tres lazos de compensación pasivos a lo largo de las galerías de unión. La disposición de los lazos se muestra en la figura 2.13, y es tal que si ambos circuitos funcionan con igual nivel de carga no se induce corriente en los lazos. Sin embargo, si alguno deja de funcionar, se inducen corrientes en los lazos que reducen el campo generado por el tendido en funcionamiento hasta niveles próximos a la situación con ambos circuitos funcionando, aunque con valores ligeramente superiores.

Otra situación donde se aplicó una solución basada en lazos pasivos no compensados se documenta en [2,25]. En este caso se aplicó en la construcción de una sección de 6 km de una línea de doble circuito de 150 kV en Bélgica. En concreto se aplicaron dos técnicas de mitigación en dicho tramo: apantallado mediante pantallas de aluminio en forma de H y lazos pasivos no compensados. Las primeras se utilizaron durante la mayor parte del trayecto. Sin embargo, se añadieron lazos pasivos en los cruces de la línea con calles y carreteras, a fin de alcanzar los requisitos de mitigación en los edificios situados en las proximidades (figura 2.14). Se optó por esta solución al ser de menor coste y menos invasiva en su instalación que las pantallas, debido fundamentalmente a que pueden instalarse en el interior de los mismos conductos empleados por la línea (figura 2.15).



**Figura 2.14.** Situación del lazo pasivo en el doble circuito.



**Figura 2.15.** Disposición del lazo pasivo en el interior de los tubos del tendido.

Las medidas experimentales realizadas mostraron cómo la combinación de ambas técnicas incrementó los niveles de reducción alcanzados a ambos lados de la carretera. Asimismo, se comprobó el impacto de la presencia del lazo en el interior de los tubos sobre la ampacidad de la línea. Para una corriente máxima de 1300 A en la línea, la corriente total en el lazo no superó los 300 A, lo que incrementaba la temperatura de las fases implicadas en menos de 6°C, por lo que influye de forma limitada sobre la capacidad de transporte del tendido.

Como se ha podido observar, la aplicación de lazos pasivos en líneas subterráneas se muestra como una solución económicamente viable para requerimientos de mitigación no elevados. Además pueden ser empleados sin grandes complicaciones tanto en la construcción de nuevas instalaciones como en otras ya existentes. Sin embargo, los estudios y aplicaciones comentadas anteriormente se han realizado para situaciones muy concretas (lazos simétricos y no compensados fundamentalmente), sin realizar análisis en profundidad de los parámetros que afectan a la eficiencia mitigadora de este sistema y su influencia sobre el tendido mitigado. Es por esto que uno de los principales objetivos de esta tesis consiste en desarrollar los principios teórico-prácticos en los que se fundamenta la aplicación de esta técnica a líneas subterráneas, analizando de manera sistemática los distintos aspectos que afectan a su funcionamiento, y realizando aportaciones sobre nuevas tipologías y configuraciones de lazos. Los resultados obtenidos serán extensamente desarrollados en los capítulos 3 a 5 de la presente tesis, de los cuales se han derivado algunas publicaciones.

### 2.3. Mitigación mediante pantallas. Estado del arte

A la hora de reducir el campo magnético generado por algún tipo de instalación, otra de las técnicas más empleadas y eficientes es el uso de pantallas. Éstas pueden situarse mediante dos posibles topologías: pantalla abierta situada cerca de la fuente, o pantalla cerrada rodeando la fuente o la región a proteger. Ésta última opción suele ser empleada en instalaciones de nueva construcción, siendo más cara y eficiente que la primera, la cual suele emplearse con mayor facilidad en la reforma de instalaciones ya existentes. En cualquier caso, las pantallas pueden estar realizadas con materiales de alta conductividad eléctrica (aluminio, cobre) o con materiales ferromagnéticos (acero,  $\mu$ -metal, etc). Este aspecto es importante, ya que cada material proporciona un método distinto de reducción, como se indica a continuación:

- Materiales conductores

Cuando se emplean materiales de alta conductividad eléctrica, la reducción del campo se basa en el mecanismo conocido como “cancelación por corrientes parásitas”. En este caso, el campo a mitigar induce corrientes en la pantalla conductora (figura 2.16), generando un campo opuesto al original que es cancelado parcialmente [27].

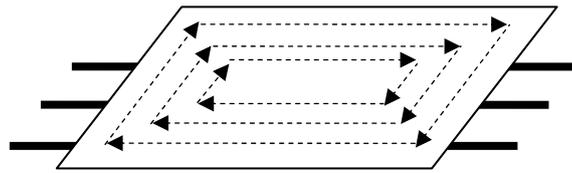


Figura 2.16. Cancelación por corrientes parásitas.

Se podría decir que en este caso la pantalla “repele” o “comprime” el campo bajo la pantalla para evitar que éste pase al otro lado donde se encuentra la zona a proteger. En la figura 2.17 se aprecia como las líneas de flujo se “comprimen” bajo la chapa, alcanzando la región protegida un menor número de ellas.

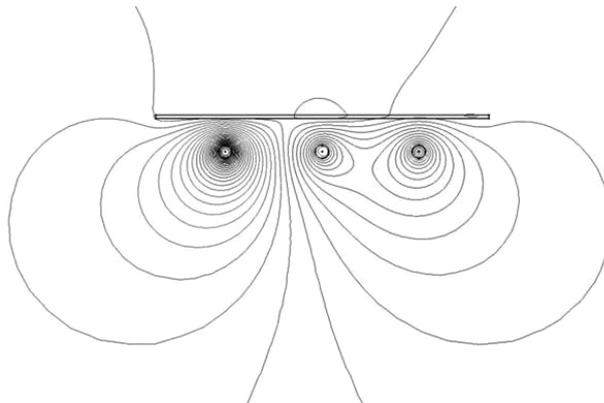


Figura 2.17. Líneas de flujo en presencia de pantalla conductora.

Los materiales habitualmente empleados son el aluminio y el cobre. Ambos materiales presentan ventajas e inconvenientes. Mientras el cobre tiene mayor conductividad eléctrica que el aluminio, éste último es más económico. Asimismo, el cobre es un material muy resistente a la corrosión y es más sencillo de soldar que el aluminio. En cualquier caso el aluminio suele emplearse

habitualmente dado su bajo peso específico, lo que permite realizar estructuras con un peso razonable, por lo que es una opción recomendable.

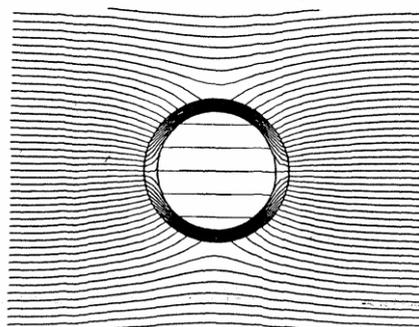
Como se comentará en capítulos posteriores, las dimensiones de la pantalla influyen notablemente en la eficacia reductora de la misma. En el caso particular de pantallas realizadas mediante materiales de alta conductividad eléctrica, el espesor de la placa es un parámetro fundamental en el rendimiento de la pantalla, ya que es bien conocido que las corrientes inducidas en la chapa decaen exponencialmente en el material hasta una profundidad limitada a lo largo de su espesor [43]. Esta profundidad de penetración viene a indicar la distancia de propagación en la cual las corrientes inducidas se han reducido en un factor de  $e^{-1}$ , y depende tanto de la conductividad eléctrica como de la permeabilidad magnética del material, así como de la frecuencia del campo inductor. Su valor se obtiene mediante la expresión:

$$\delta = \frac{1}{\sqrt{\pi f \mu \sigma}} \quad (2.1)$$

que para el caso particular del aluminio es de unos 12 mm para una frecuencia de 50 Hz. Este parámetro nos da una idea del espesor que debe tener la pantalla para optimizar su eficiencia mitigadora. Si el espesor es menor que  $\delta$ , las corrientes inducidas se distribuyen uniformemente en el espesor del material, con lo que pueden obtenerse mejores resultados aumentando el espesor. En caso de ser mayor que  $\delta$ , aumentar el espesor apenas influye en el nivel de mitigación de la pantalla, ya que no se va a conseguir un mayor nivel de corrientes inducidas. Por tanto este parámetro puede servir a su vez como un indicativo del aprovechamiento que se está realizando del material para reducir el campo.

- Materiales ferromagnéticos

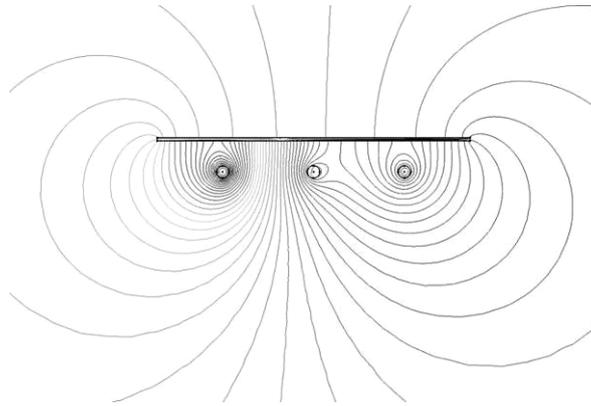
Cuando se utilizan materiales ferromagnéticos para la pantalla, el mecanismo de reducción presente se denomina “flux shunting” o derivación de flujo. En este caso, la pantalla es un camino de menor reluctancia que la que presenta el aire (o tierra en caso de líneas subterráneas), por lo que las líneas de flujo se desvían introduciéndose en el interior del material magnético, alejándose así de la región a proteger [27].



**Figura 2.18.** Mecanismo de desviación de flujo.

Como se aprecia en la figura 2.18, las líneas de flujo entran en el material magnético de forma casi perpendicular a la superficie, pasando a ser casi paralelas a ella una vez se encuentran dentro. A diferencia de lo que ocurría con pantallas conductoras, el campo es atrapado por la pantalla impidiendo en parte

que las líneas de flujo alcancen el lado contrario donde se encuentra la zona protegida (figura 2.19).



**Figura 2.19.** Líneas de flujo en presencia de pantalla abierta ferromagnética.

Desde el punto de vista de aplicaciones de mitigación de campos magnéticos, los materiales ferromagnéticos (habitualmente aleaciones) pueden clasificarse como de bajo o elevado coste. Entre los primeros se encuentran el hierro, acero magnético, aleaciones de acero bajo en carbono, acero al silicio (de grano orientado o no orientado), etc. Entre los segundos destacan aleaciones de cobalto, como el permalloy y el  $\mu$ -metal, y ferritas, los cuales presentan una permeabilidad muy elevada. Estas últimas, debido a su coste elevado, suelen emplearse en aplicaciones muy específicas para proteger regiones, más o menos reducidas, en las que se realicen experiencias y/o medidas que requieran una gran precisión.

Cada uno de los mecanismos mencionados se caracteriza por diferentes condiciones de contorno que deben considerarse para analizar cada configuración. Por ello, no es trivial decidir cuál de los dos métodos es mejor para reducir el campo generado por una determinada instalación, ya que la mitigación alcanzada depende de muchos tipos de parámetros, como el origen y geometría de la fuente, dimensiones y geometría de la pantalla (abierta o cerrada), distancia entre fuente y pantalla, etc. Además, otro hecho a tener en cuenta es que los perfiles de reducción que se obtienen con materiales conductores difieren de los conseguidos con materiales ferromagnéticos. Es decir, como se verá en capítulos posteriores, estos últimos habitualmente proporcionan grandes reducciones de campo en las cercanías de la fuente, mientras que los conductores lo hacen en zonas alejadas de la misma. Por último, no hay que olvidar el coste más reducido que presentan los materiales conductores frente a los ferromagnéticos.

Debido a todas estas razones, debe realizarse un análisis exhaustivo de todos los parámetros que afectan a la eficiencia mitigadora de la pantalla, con el fin de facilitar la selección de la configuración y material que mejores prestaciones presente para una instalación determinada. Los parámetros más destacados en este sentido son:

- Material utilizado (conductor o ferromagnético).
- Valores de conductividad eléctrica y permeabilidad magnética.
- Espesor de la chapa.
- Geometría de la pantalla (abierta o cerrada).

- Perfil de la chapa (placa plana, U invertida, rectangular cerrada, tubular, placa curvada, etc.).
- Dimensiones de la pantalla.
- Distancia mutua entre pantalla y fuente.
- Número de capas en el caso de pantallas multi-capa.
- Características dimensionales de la fuente.

Sin embargo, el análisis y diseño de este tipo de pantallas requiere de la solución de problemas realmente complejos, los cuales pueden ser resueltos empleando tanto métodos analíticos, que proporcionan una solución cerrada de las ecuaciones de Maxwell, como por métodos numéricos, que obtienen la solución mediante la subdivisión del problema en otros más simples. Existen numerosas técnicas ampliamente desarrolladas de ambas categorías. Por ejemplo, en la primera de ellas existen dos métodos muy populares: el método de separación de variables (VSM) y el método de transformación conforme o “Conformal Transformation Method” (CTM). Estas técnicas proporcionan soluciones cerradas al problema, pero requieren la introducción de múltiples hipótesis acerca de la geometría (VSM) o de los materiales (CTM), además de ser aplicables principalmente en configuraciones sencillas de pantallas (las más comunes: cilindro, esfera, placa plana infinita). Por el contrario, las aproximaciones numéricas permiten analizar sistemas de configuraciones más complejas, teniendo en cuenta todos los parámetros involucrados en el problema, pero requieren de la utilización de programas complicados y de usuarios expertos. En concreto, existen formulaciones de tipo diferencial como el método de los elementos finitos (FEM) o el método de las diferencias finitas (FDM), que permiten tener en cuenta las dimensiones de la pantalla y las propiedades del material, pero plantean problemas a la hora de manejar el campo en zonas alejadas del sistema. Esto último puede solucionarse empleando métodos integrales, ya que estos requieren de la discretización de las partes activas del sistema, despreciando el ambiente que las rodea. Entre estas técnicas se encuentran el método de elementos de contorno (BEM) y la formulación finita de los campos electromagnéticos (FFEF). Cada uno de estos métodos tienen sus ventajas e inconveniente, por lo que existen métodos numéricos híbridos, como por ejemplo la combinación de FEM-BEM, de tal forma que se aplica cada uno de ellos en una región del dominio de estudio en el que presente menos inconvenientes. Por otro lado, existen técnicas que podrían denominarse semi-analíticas, que modelan la pantalla mediante una serie de conductores paralelos cuyas corrientes se calculan mediante expresiones analíticas (modelo multi-conductor), mediante las cuales se obtiene el campo resultante mediante la aplicación directa de la ley de Biot-Savart. En cualquier caso, las aproximaciones numéricas, junto con experiencias en laboratorio, suelen ser la herramienta perfecta para la validación de las expresiones analíticas desarrolladas para el cálculo del campo mitigado.

A continuación se comentan los resultados obtenidos del estudio y aplicación de las técnicas propuestas por diversos autores en cuanto a soluciones analíticas y numéricas se refiere, destacando las principales conclusiones obtenidas, así como las ventajas e inconvenientes que presentan. Para ello, en todos los casos se ha empleado como fuente de campo magnético un conjunto de 2 o 3 conductores rectilíneos paralelos situados en las proximidades de la pantalla. La configuración de dicha fuente, junto a la geometría del problema, permite un análisis en 2 dimensiones del sistema, lo que es la principal simplificación común a todos los modelos propuestos.

### 2.3.1. Métodos analíticos

El estudio analítico del problema busca encontrar expresiones sencillas y cerradas que permitan entender el comportamiento del sistema y la influencia de los principales parámetros del mismo en la efectividad reductora. Debido a la complejidad de los sistemas de apantallado, un reducido número de configuraciones ha sido analizado con éxito a la hora de obtener dichas expresiones analíticas cerradas, aunque siempre con alguna simplificación. Estas configuraciones suelen ser cilindros (figura 2.20a) o esferas sometidos a campos externos o internos, como desarrolla Hasselgren en [26]. En dichas configuraciones se han obtenido expresiones del factor de reducción en función de los principales parámetros del sistema. Estas expresiones han permitido analizar el comportamiento de varios tipos de materiales en estos tipos de pantalla, dando como resultado que, en el caso de pantallas cerradas, los materiales ferromagnéticos dan mejores resultados que los conductores. Por otro lado, existen algunas expresiones para pantallas planas finitas e infinitas sometidas al campo generado por espiras (figura 2.20b). En estos casos los materiales conductores presentan mejor comportamiento.

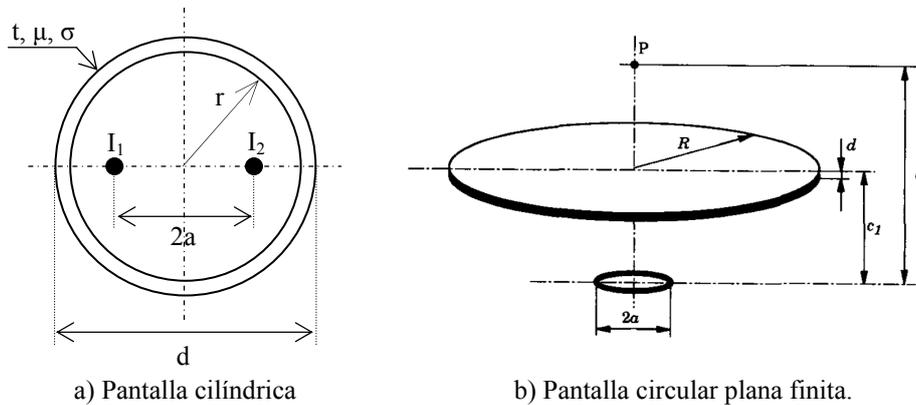
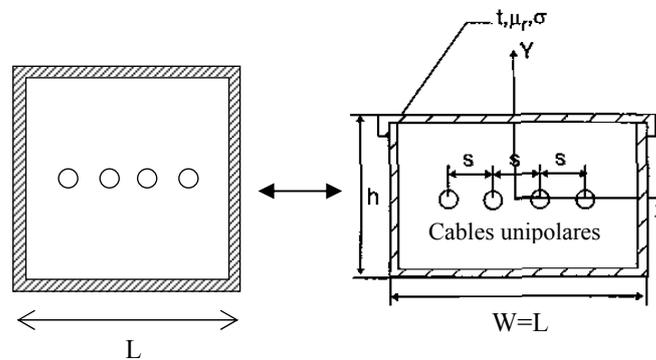


Figura 2.20. Ejemplo de configuraciones de pantalla analizadas.

Por otro lado, Hoburg [27] presenta nuevas expresiones analíticas para el caso de esferas y cilindros (figura 2.20a), pero expresadas más explícitamente en función de la conductividad y permeabilidad del material, con el objeto de analizar la evolución del factor de reducción frente a la ratio espesor/diámetro de pantalla en función de  $\sigma$  y  $\mu$  para materiales que presentan uno o los dos mecanismos de apantallado descritos anteriormente. De estos análisis se deduce que, en estos tipos de pantallas, la mitigación mejora al disminuir la ratio espesor/diámetro de la pantalla en materiales conductores, mientras que en ferromagnéticos los resultados mejoran al aumentar dicha ratio.

A resultados similares llega Y. Du en [28] para el caso de pantallas cilíndricas (figura 2.20a). Para ello obtiene expresiones aproximadas del factor de reducción en función de dos parámetros:  $R_1 = t/\delta$  y  $R_2 = \mu_r \delta/r$ , siendo  $t$  el espesor,  $\delta$  la profundidad de efecto pelicular y  $r$  el radio de pantalla.  $R_1$  representa el efecto pelicular en pantallas conductoras y  $R_2$  el carácter ferromagnético de la misma. Estos dos parámetros representan un nuevo espacio que puede dividirse en cuatro zonas, en cada una de las cuales intervienen los distintos mecanismos de reducción (reducción por corrientes inducidas lineales, por corrientes inducidas no lineales, por derivación de flujo o por ambos mecanismo). En cada una de ellas se llega a obtener una expresión sencilla de la eficiencia de la pantalla en función de las características del sistema. Mediante estas

expresiones se analiza la influencia en la eficiencia de reducción de parámetros tales como la conductividad, permeabilidad, espesor y el radio de pantalla. Los resultados obtenidos son extrapolados por Y. Du en [29] al caso de pantallas cerradas cuadradas y rectangulares. Con la ayuda de simulaciones mediante BEM, se concluye que la expresión analítica de la eficiencia de una pantalla cilíndrica puede emplearse para estimar, de forma aceptablemente precisa, la eficiencia de una pantalla cuadrada tomando como radio equivalente  $r = 2L/\pi$ , siendo  $L$  la longitud de un lado de la pantalla cuadrada. Asimismo, se comprueba que la eficiencia de una pantalla rectangular es razonablemente equivalente a la de una pantalla cuadrada de longitud igual al ancho de la pantalla rectangular (figura 2.21). En esta última configuración se comprueba la dependencia de la efectividad de pantalla frente a la orientación de la fuente respecto a la pantalla, concluyendo que se obtienen mejores resultados con materiales conductores cuando el tendido es paralelo a la longitud mayor de la pantalla, mientras que en ferromagnéticos es mejor paralelo a la longitud menor.



**Figura 2.21.** Pantallas cuadrada y rectangular aproximadamente equivalentes en relación a la mitigación.

Otras configuraciones son analizadas por Y. Du en [30], donde resuelve la ecuación de difusión del campo magnético generado por una serie de conductores paralelos, expresado en función del potencial magnético vector, mediante el método de separación de variables, aplicándolo a una pantalla infinita multicapa (figura 2.22). En concreto, analiza el caso de una pantalla de una sola capa y obtiene distintas expresiones aproximadas del factor de reducción en función de diversos parámetros que caracterizan el comportamiento conductor o ferromagnético del material de la pantalla. Para ello calcula analíticamente la penetración del campo por difusión a través de la pantalla obteniendo expresiones simplificadas basadas en las siguientes hipótesis: la pantalla es infinita y el campo es producido por una fuente cercana. La primera hipótesis permite despreciar el flujo de dispersión del campo alrededor de los extremos de la placa (efecto borde), mientras que la segunda permite emplear la impedancia de campo cercano en la expresión exacta. Además, al igual que en [28], el espacio generado por representación gráfica del espesor de la placa frente a la permeabilidad magnética puede partitionarse en distinta regiones en función de los parámetros  $R_1$  y  $R_2$ , regiones que se corresponden con los distintos mecanismos de apantallado que pueden presentarse dependiendo del material empleado. Asimismo se realiza un análisis de sensibilidad del factor de reducción frente a variaciones del espesor, permeabilidad y localización de la pantalla. Con este conjunto de parámetros se pretende proporcionar al ingeniero una herramienta sencilla de selección del material a emplear más adecuado en cada caso para el diseño de pantallas. La principal conclusión es la mejor eficiencia de pantallas planas realizadas con materiales conductores frente a los ferromagnéticos. La aproximación de estos resultados a una pantalla de anchura finita ( $L$ ) situada a una distancia ( $h$ ) de una fuente de campo formada por 2 o 3 conductores, solo puede realizarse para situaciones

en las que  $L/2h \gg 6$ , es decir, cuando la fuente está muy próxima a una pantalla de cierta envergadura para poder despreciar el flujo alrededor de los extremos de la pantalla.

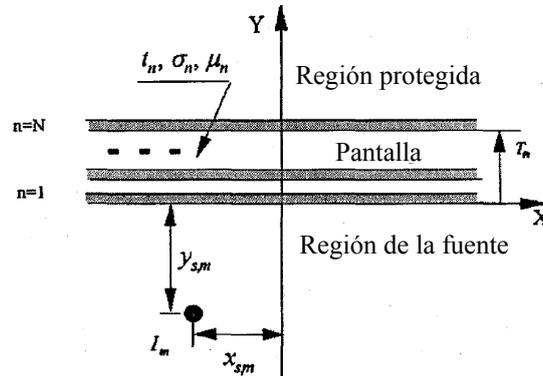
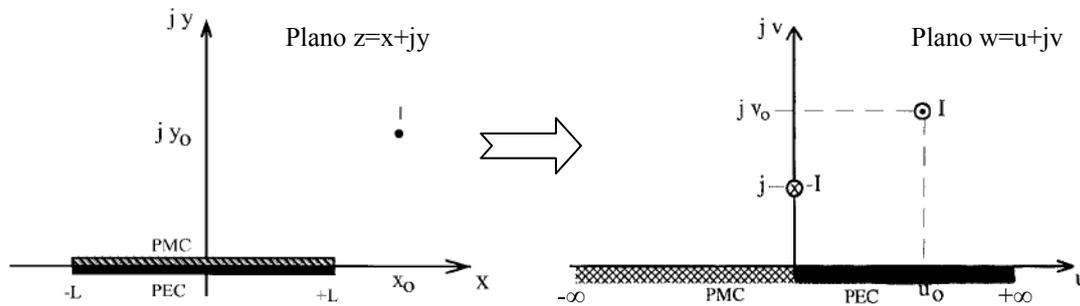


Figura 2.22. Sistema de pantalla infinita de múltiples capas.

Cuando la pantalla plana empleada es de dimensiones finitas, el campo producido al otro lado de la pantalla depende de la penetración del campo a través de la placa, así como del flujo de dispersión que se produce en los extremos de la pantalla, conocido como efecto borde, analizado por Olsen en [31]. En este caso se puede emplear otro método analítico denominado “*Método de transformación conforme*” (CTM), desarrollado por Moreno en [32] y que permite analizar pantallas planas finitas, pero que introduce hipótesis en el espesor (infinitesimal) y propiedades del material. De hecho este procedimiento impone una serie de restricciones que deben cumplirse en la interfaz del aire y el material. La primera condición está asociada a materiales de perfecta conducción eléctrica (PEC), es decir, de conductividad próxima a infinito. En este caso, en la superficie que separa el aire del material, la componente normal de la inducción magnética debe ser nula. De esta forma, el contorno simula una línea de flujo de manera que se representa perfectamente el mecanismo de cancelación por corrientes parásitas. Otra condición se da en el caso de materiales de perfecta conducción magnética (PMC), que disponen de una permeabilidad relativa muy elevada, mientras tienen conductividad eléctrica nula. En este caso, la componente tangencial de la inducción en el contorno debe ser nula. De esta forma el contorno simula una línea equipotencial, representándose así perfectamente el mecanismo de derivación de flujo.

La aplicación del CTM permite transformar la región exterior a un polígono (placa plana) en un semiplano infinito. De esta forma, un sistema formado por una línea situada sobre una placa finita se transforma en una línea sobre el semiplano infinito inferior idealizado como PEC y/o PMC (figura 2.23). En esta nueva configuración se aplica el conocido método de las imágenes para obtener expresiones más sencillas del campo magnético resultante en el sistema. La aplicación de esta metodología ha proporcionado resultados interesantes. En particular en la dependencia del efecto reductor con la orientación de la fuente respecto a la pantalla. Es bien conocido que la eficiencia mitigadora de pantallas infinitas es independiente de la orientación de la fuente (tendido horizontal o vertical) [30]. Sin embargo, se ha demostrado que la efectividad de la pantalla depende fuertemente de la orientación de la fuente y del tipo de material cuando se emplean pantallas finitas planas [31] (pantallas conductoras dan mejores resultados con tendido paralelo a la misma, mientras las ferromagnéticas lo hacen con tendidos perpendiculares a la pantalla). Dado que en general es complicado identificar la configuración de una fuente de ELF, es razonable plantearse el tamaño

mínimo y tipo de material a emplear para mitigar el campo de una fuente de orientación desconocida. A través de la aplicación del CTM se concluye que el uso de pantallas finitas de dos capas (PEC/PMC o PMC/PEC) reduce significativamente la dependencia de la eficiencia de la pantalla frente a la orientación de la fuente.



**Figura 2.23.** Ejemplo de transformación conforme en pantalla doble PEC/PMC.

Sin embargo esta técnica tiene una serie de limitaciones. La aproximación de pantalla finita perfecta (PMC o PEC) sólo puede emplearse cuando el efecto de dispersión en torno a los bordes es significativamente mayor que la penetración alcanzada a través de la pantalla. Por ello, este método analítico no permite comparar las propiedades del material (efectos de la variación de  $\sigma$  y  $\mu$  en el factor de reducción), porque considera materiales perfectos con efecto pelicular próximo a cero. Además, la asunción de material PEC hace que la profundidad de efecto pelicular sea invariable con la frecuencia. Asimismo, la aproximación PMC solo permite analizar el mecanismo de derivación de flujo. Del mismo modo, la aplicación de este método a materiales reales solo puede realizarse en determinadas condiciones. Por ello, inicialmente es necesario establecer qué valores críticos deben tener los parámetros del material y el sistema para poder aproximar la pantalla por PEC o PMC. La primera de ellas puede aplicarse a materiales como el cobre o el aluminio cuando la separación entre la línea y la placa no es excesivamente reducida. De hecho la aproximación mejora a mayores valores de separación. Todo lo contrario ocurre para la aproximación de PMC, que da mejores resultados con valores reducidos de separación para materiales de elevada permeabilidad magnética.

No obstante, existen algunos materiales que no pueden aproximarse por perfectos, con lo que es necesario encontrar el modo de tener en cuenta cualquier tipo de material. Esto únicamente puede plantearse en configuraciones de pantallas planas infinitas, de manera que se tenga la certeza que el campo en la zona a mitigar es el que atraviesa el material, despreciando el efecto borde. Algunas soluciones que emplean integrales infinitas se han usado [30], pero son complicadas de manejar y no proporcionan información interna acerca del mecanismo de reducción. Por ello, Olsen busca en [33] expresiones aproximadas precisas del factor de reducción para pantallas simples y dobles empleando dos métodos: el método de la impedancia de campo cercano y el método de fuente compleja. Con ellos y diversas simplificaciones derivadas de interpretaciones físicas obtiene expresiones con distinto nivel de aproximación que son luego verificadas mediante la solución exacta, determinando que algunas de dichas aproximaciones son más precisas que otras dependiendo del material empleado en la pantalla. Las principales simplificaciones se basan en: 1) el problema es cuasiestático y 2) la mayoría de los materiales son razonablemente conductores.

Sin embargo, no siempre se da la circunstancia que el sistema a analizar pueda aproximarse por una pantalla de dimensiones infinitas. Lo más habitual es que tenga un tamaño razonable, pero que no pueda despreciarse el flujo del campo en torno a los bordes de la pantalla. Por ello, Istenic modela en [34] pantallas finitas de cualquier material basándose en la solución a dos problemas ya analizados anteriormente: reducción por reflexión y absorción del campo mediante pantallas planas infinitas de cualquier material [33], y reducción mediante el uso de pantallas finitas de materiales perfectos (PEC o PMC) [32]. El primer método se encarga de modelar la penetración y reflexión del campo a través de la pantalla, mientras que el segundo lo hace del flujo que bordea los extremos de la pantalla, el cual es modificado por interpolación para poder considerar el efecto borde en pantallas delgadas de materiales no perfectamente conductores. Finalmente, se establece la solución final del campo resultante como un híbrido de ambos problemas añadidos en cuadratura. De esta manera se combinan los dos efectos de difusión del campo con el uso de cualquier tipo de material. La precisión del método es validada a través de modelos desarrollados mediante elementos finitos. Destaca por su menor coste computacional, así como por su estructura que lo hace adecuado para plantear problemas de diseño y optimización.

Por otro lado, existen publicaciones en las que se analizan sistemas de mitigación mediante el uso de pantallas constituidas por varias capas de material, con el objeto de obtener mejores resultados en el factor de reducción alcanzado. Es el caso de Hoburg en [35], donde se analizan diversas configuraciones de pantallas planas, cilíndricas y esféricas compuestas por varias capas de materiales conductores, ferromagnéticos o de ambos tipos (figura 2.24). Cada caso es analizado para campos magnéticos exteriores o interiores a la pantalla, obteniéndose expresiones analíticas del factor de reducción. Para ello se basa en las relaciones de transferencia existentes entre las distintas capas de la pantalla, del mismo modo en el que unen las impedancias de distintos tramos de líneas de transmisión, para lo que se define un término de impedancia magnética.

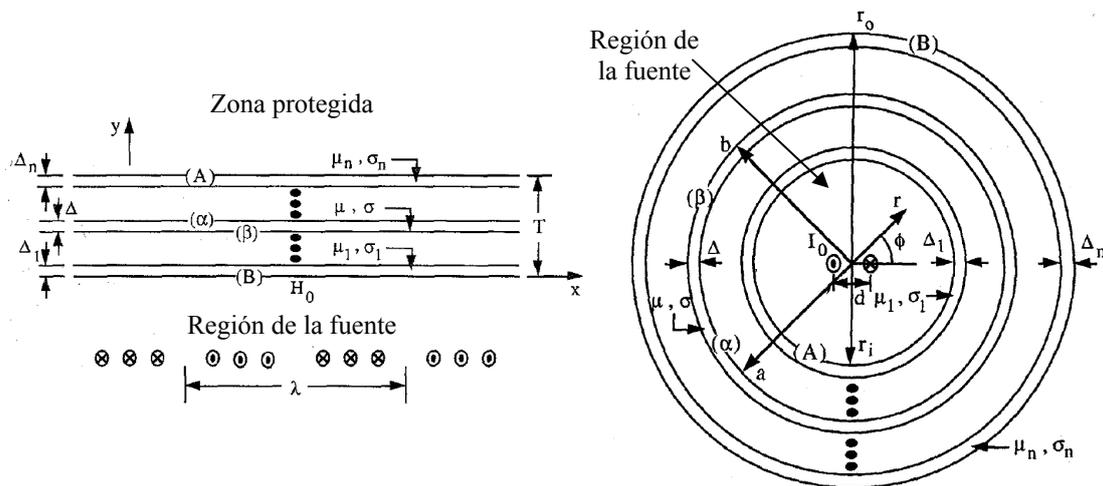


Figura 2.24. Pantalla cilíndrica y plana de varias capas.

Mediante este modelo se analiza la variación de la eficiencia de la pantalla en función del número de capas, la composición del material y la existencia de huecos entre las mismas. Como resultados se pone de manifiesto el mejor comportamiento de pantallas formadas por varias capas de materiales conductores y ferromagnéticos alternados frente a las de un único material, para un espesor de pantalla determinado. Asimismo se

comprueba la escasa influencia que tiene la existencia de pequeños huecos entre las capas. Por el contrario, este modelo es de difícil aplicación en configuraciones más complejas. Además, los resultados obtenidos se basan en despreciar el efecto de las corrientes parásitas en materiales ferromagnéticos y en despreciar la permeabilidad en los conductores, considerados de menor espesor que la profundidad de penetración del efecto pelicular. En [36], Hoburg comenta los resultados obtenidos de diversas experiencias de laboratorio realizadas para el caso de pantalla cilíndrica expuesta a distintas configuraciones de fuentes de campo externas e internas, con el fin de validar el modelo propuesto de pantalla multicapa, comparando las medidas obtenidas con los resultados proporcionados por el modelo, constatando una precisión suficiente del mismo para simular este tipo de configuraciones.

Resultados parecidos obtiene Y. Du en [37] para el caso de pantalla cilíndrica de dos capas (figura 2.25). A través de la obtención de una expresión analítica para la eficiencia de pantalla, basada en funciones de Kelvin de primer orden aproximadas por su expansión asintótica, se llega a la conclusión de que se obtiene mejor rendimiento empleando materiales diferentes en cada capa, y obteniendo el espesor óptimo para la capa conductora para valores próximos a la profundidad de efecto pelicular de la capa ferromagnética. Asimismo, mediante simulación con software basado en el método de elementos de contorno (BEM), comprueba que pantallas cuadradas de dos capas se comportan de manera prácticamente idéntica al caso del cilindro.

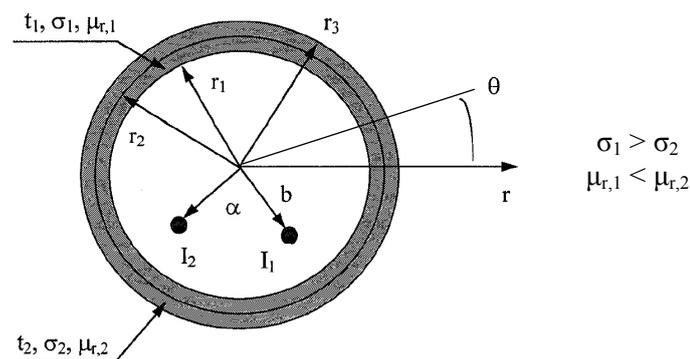


Figura 2.25. Pantalla cilíndrica de dos capas.

Finalmente, Sandrolini propone en [38] una nueva vía para el análisis de pantalla planas multicapa infinitas, basándose en la técnica desarrollada por Hoburg en [35]. Para ello plantea relaciones de transferencia entre las distintas capas, cada una de las cuales se representa por medio de una matriz de transmisión, cuyos elementos dependen de parámetros físicos y geométricos únicamente. A diferencia de [35], las relaciones de transferencia expresan las relaciones entre la transformada espacial de Fourier de la componente tangencial de la intensidad de campo magnético y la componente normal del flujo magnético en las superficies de cada capa. Para realizar la transformada inversa de Fourier de las variables del campo, se proponen dos métodos: aproximar linealmente a trozos la función integrando o mediante la evaluación numérica de la transformada inversa. El primero es más rápido en computación, mientras el segundo muestra resultados más exactos. La precisión de esta técnica ha sido validada por comparación con simulaciones generadas por el método de los elementos finitos (FEM). La principal ventaja de esta técnica es que permite tratar de forma sencilla pantallas multicapa a través del producto de las matrices de transmisión de cada una de ellas (figura 2.26),

reduciendo los costes de computación en el cálculo de la eficiencia de reducción en un determinado punto respecto a la simulación en FEM. Asimismo, añadir o eliminar capas equivale a añadir o eliminar una matriz de transmisión. Sin embargo, hasta el momento no es aplicable a configuraciones complejas de pantalla, y requiere grandes esfuerzos de computación cuando desea calcularse el campo en amplias zonas más allá de la pantalla.

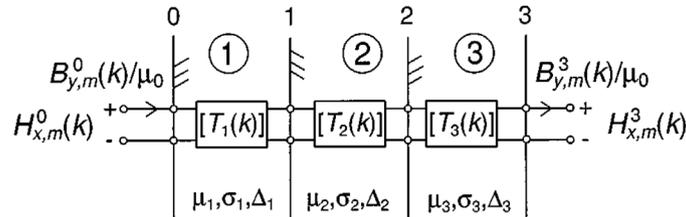


Figura 2.26. Representación de pantalla de tres capas mediante matrices de transmisión en cascada.

La siguiente tabla describe, a modo de resumen, los métodos analíticos desarrollados anteriormente, indicando los casos estudiados en cada método, así como algunas observaciones de interés.

Tabla 2.1. Tabla resumen de métodos analíticos.

	Método	Autor	Casos analizados	Observaciones
Pantalla simple	Analítico	L. Hasselgren J. F. Hoburg Y. Du	Cilindro, esfera, placa infinita Cilindro, esfera Cilindro, pantalla cuadrada	Expresiones aproximadas de casos ideales
	VSM	Y. Du	Pantalla plana infinita	Buenos resultados lejos de los extremos
	CTM <sup>(1)</sup>	P. Moreno	Pantalla plana finita perfecta	Buenos resultados cerca de los extremos
	Impedancia de campo cercano y fuente compleja <sup>(2)</sup>	R. G. Olsen	Pantalla plana infinita de material no perfecto	Expresiones aproximadas en materiales conductores
	Híbrido <sup>(1+2)</sup>	M. Istenic	Pantalla plana finita de material no perfecto	Aplicable a problemas de optimización
Multicapa	Matriz transferencia	J. F. Hoburg L. Sandrolini	Cilindro, esfera, placa infinita Placa infinita	Coste computacional No aplicable a sistemas complejos
	Funciones Kelvin	Y. Du	Cilindro de 2 capas	Aproximación de pantalla cuadrada por cilindro

### 2.3.2. Métodos semianalíticos

El análisis en 2D de pantallas no ferromagnéticas puede realizarse mediante un método alternativo basado en la asunción de que las corrientes parásitas fluyen a través de la pantalla como si ésta estuviese constituida por un sistema de conductores dispuestos en paralelo. Este modelo de multiconductores desarrollado por Frix en [39], puede emplearse a pantallas de cualquier perfil, no solamente pantallas planas. De acuerdo a este método, la pantalla se divide en un conjunto de conductores elementales en paralelo de igual longitud y conductividad de la pantalla (figura 2.27a); la sección de estos conductores elementales depende del grado de subdivisión deseado.

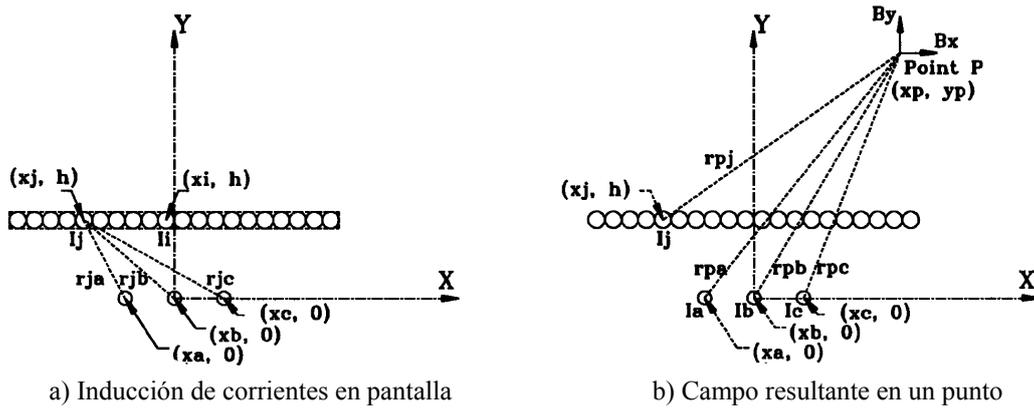


Figura 2.27. Metodología empleada para el análisis de pantallas conductoras.

Cada uno de estos conductores se caracteriza por su resistencia, inductancia y un conjunto de inductancias mutuas frente al resto de conductores. La ventaja de esta técnica es que los conductores que forman la fuente de campo pueden incluirse en el sistema de ecuaciones. El cálculo de las inductancias propias y mutuas se realiza mediante las fórmulas clásicas [40]. De esta forma se modela la pantalla conductora mediante un circuito equivalente de parámetros distribuidos (figura 2.28) para obtener la corriente que circula por cada uno de los conductores elementales que conforman la pantalla.

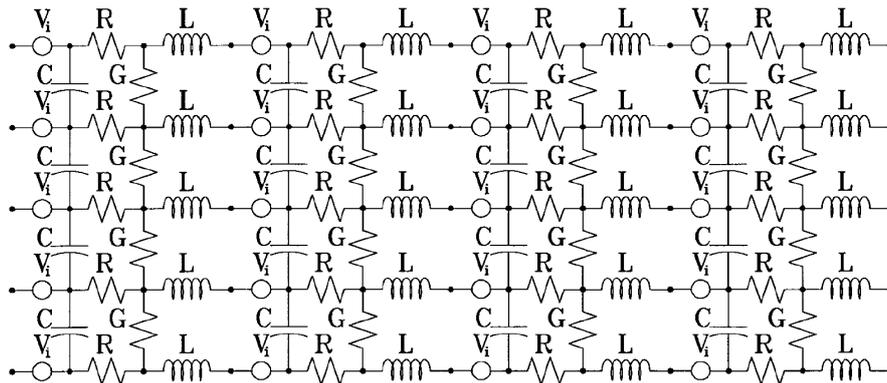
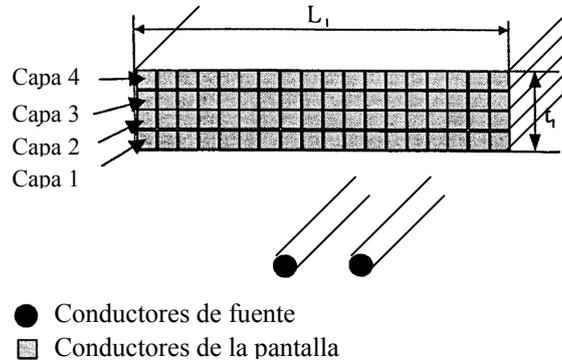


Figura 2.28. Modelo de parámetros distribuidos de una pantalla conductora.

Por tanto, el campo resultante en cualquier punto localizado a una determinada distancia de la pantalla puede ser calculado mediante la aplicación directa de la ley de Biot-Savart, utilizada como superposición del campo generado por los cables de la fuente y cada uno de los conductores elementales que forman la pantalla conductora (figura 2.27b).

Por todo esto, se puede considerar esta técnica como semianalítica, al evaluar las inductancias y el campo mediante expresiones analíticas mientras introduce una subdivisión del dominio en conductores elementales. Además, esta metodología puede aplicarse para evaluar la influencia de las dimensiones de la pantalla en la eficiencia mitigadora. Asimismo, permite aplicarse en el análisis de pantallas conductoras con perfiles más complejos, como U invertida. Sin embargo, la efectividad de esta técnica depende del grado de subdivisión adoptado, ya que la presencia del efecto pelicular influye en los valores de las resistencias efectivas de cada conductor elemental. Además, un grado de subdivisión reducido provoca la aparición de huecos entre los conductores elementales, de manera que hay parte del material sin modelar. Esto puede

corregirse empleando conductores elementales rectangulares (figura 2.29), como propone Canova en [41]. De esta forma se facilita la elección del ancho de cada subdivisión dependiendo del espesor de la placa, el número de capas y la profundidad de efecto pelicular. Finalmente, como se viene indicando, este método sólo es aplicable a pantallas de materiales conductores con permeabilidad magnética reducida.



**Figura 2.29.** Esquema multiconductor para aproximar pantalla conductora.

Algunos autores han comparado las principales técnicas analíticas y semianalíticas comentadas anteriormente, especialmente las denominadas VSM, CTM y el modelo de multiconductores. En concreto Canova en [42] concluye que el VSM proporciona resultados satisfactorios en áreas alejadas de los extremos de la pantalla. Asimismo, permite incluir tanto propiedades conductoras y magnéticas como configuraciones de múltiples capas. Por otro lado, el CTM mediante pantallas PMC o PEC resulta ser muy preciso a la hora de representar el fenómeno de dispersión del flujo magnético alrededor de los bordes de la pantalla, pero deja de ser tan preciso en las zonas cercanas al eje de la pantalla. Finalmente, el modelo multiconductor llega a ser el más eficiente en el caso de pantallas en las que se puede despreciar el carácter magnético del material.

Destacar, por otro lado, que la validación de los resultados obtenidos con las expresiones aproximadas ha sido realizada mediante simulaciones basadas en elementos finitos, BEM e incluso FEM-BEM, así como a través de algunas experiencias en laboratorio.

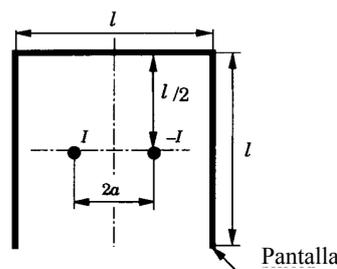
### 2.3.3. Métodos numéricos

El campo resultante en la zona a proteger por una pantalla de dimensiones finitas viene determinado por el grado de difusión o penetración del campo a través de la pantalla y del grado de dispersión del campo alrededor de los extremos de la misma. Ambos efectos pueden calcularse de forma analítica en un dominio 2-D bajo hipótesis que son muy restrictivas para muchas configuraciones de pantallas. De hecho, la penetración del campo por difusión puede ser estudiado analíticamente sólo en el caso de pantallas planas infinitas [30], mientras que la dispersión del campo alrededor de los extremos sólo puede obtenerse analíticamente en pantallas finitas compuestas de materiales perfectos (PEC o PMC) [32]. Por el contrario, los métodos numéricos son capaces de calcular de forma precisa el campo teniendo en cuenta ambos mecanismos sin necesidad de dichas simplificaciones acerca de las dimensiones o características del material. Además, proporcionan una herramienta poderosa para el análisis de configuraciones geométricas mucho más complejas.

- Método de los elementos finitos (FEM)

Una de las técnicas numéricas más extendidas para el análisis de sistemas de apantallado es la basada en el método de los elementos finitos o FEM, en la que el problema complejo se resuelve discretizando todo el dominio en pequeños elementos, en cada uno de los cuales se resuelven las ecuaciones por aproximación. Generalmente, el algoritmo se encuentra ya implementado en aplicaciones informáticas de uso comercial, aunque existen otras en las que puede programarse y modificarse el algoritmo según las necesidades del usuario.

Una aplicación de FEM lo presenta Hasselgren en [26], donde se analiza el factor de reducción obtenido mediante pantallas en forma de U invertida (figura 2.30). Asimismo, se analiza la influencia de parámetros como la longitud de pantalla, conductividad, permeabilidad y distancia de la fuente en la reducción alcanzada. Destaca la conclusión que indica la mejora de la reducción con la longitud en pantallas conductoras, mientras ocurre lo contrario en las ferromagnéticas. Por otro lado, destaca la mejora de la reducción en pantallas ferromagnéticas en forma de U frente a las planas, dado que en las primeras los tramos laterales reducen la distancia entre los extremos de la pantalla, presentando un camino de menor reluctancia por el que cerrarse las líneas de campo comparado con el caso plano.



**Figura 2.30.** Pantalla en forma de U invertida.

Por tanto las pantallas ferromagnéticas mejoran considerablemente a medida que se aproximan a configuraciones más cerradas, mientras que en pantallas conductoras la mejora es reducida. Aún así, las pantallas conductoras abiertas presentan mejor comportamiento que las ferromagnéticas. La eficiencia del modelo propuesto es verificado a través de un montaje en el laboratorio donde se evalúan tres configuraciones de pantalla: plana, U y cerrada rectangular.

Por otro lado, en [44] se compara mediante simulaciones en FEM el funcionamiento de pantallas de materiales conductores y ferromagnéticos en pantallas planas y cilíndricas, considerando también en el primer caso la influencia en la reducción de la orientación de la fuente respecto a la pantalla. Del estudio se concluye que pantallas planas conductoras presentan mejor comportamiento frente a fuentes orientadas paralelamente a la misma, mientras que para fuentes perpendicularmente dispuestas respecto a la pantalla son mitigadas más eficientemente por materiales ferromagnéticos. Asimismo, se comprueba el mejor comportamiento de los ferromagnéticos frente a los conductores en pantallas cerradas cilíndricas.

Otro ejemplo de aplicación a un sistema más complejo lo presenta Hasselgren en [45], donde se analiza la efectividad en la reducción del campo magnético generado por un centro de transformación de 10/0.4 kV. Para ello se realiza un modelo con el que

analizar la influencia de la extensión de las pantallas, situadas en techo y paredes, con el fin de obtener la distribución de corrientes parásitas en las mismas, información que sirve de guía para, por ejemplo, decidir el mejor emplazamiento para la colocación de la puerta de entrada al recinto sin interferir demasiado en la eficiencia de las pantallas.

- Ampliación de FEM con condiciones de contorno en red de impedancias (INBC)

Uno de los principales problemas que tiene el uso de FEM es que el tamaño de los elementos que forman la malla de la pantalla debe ser menor que la profundidad de penetración del efecto pelicular ( $\delta$ ) para poder obtener resultados correctos. Teniendo en cuenta que las dimensiones del sistemas son del orden de metros y  $\delta$  del orden de milímetros, suele ser necesario un mallado de gran número de elementos, con lo que la computación puede alargarse en el tiempo. Por ello se han propuesto distintas variantes que permitan superar estas dificultades, entre las que cabe destacar la desarrollada por Feliziani en [46], que consiste en eliminar la región de la pantalla del dominio computacional de FEM, sustituyéndola por las condiciones de contorno que deben cumplir las componentes tangenciales del campo eléctrico y magnético en la superficie de la pantalla. Esta nueva condición, denominada condición de contorno en red de impedancias o INBC (Impedance Network Boundary Conditions), establece una relación entre las componentes tangenciales del campo magnético y eléctrico mediante una matriz de admitancias, como si de una red bi-puerta se tratase. El fundamento de esta técnica se basa en modelar la penetración que tienen las componentes tangenciales del campo eléctrico y magnético en la pantalla como un plano de onda propagándose en dirección normal a la misma. Para esta configuración existe solución analítica considerando la pantalla a modo de circuito equivalente de una línea de transmisión. De esta manera, se acoplan las componentes tangenciales a ambos lados de cada superficie por medio de una red bi-puerta que modela la propagación del campo en la pantalla como una línea de transmisión. Con ello se elimina la pantalla del dominio evaluado mediante FEM, eliminando el problema de generar una malla muy pesada (figura 2.31).

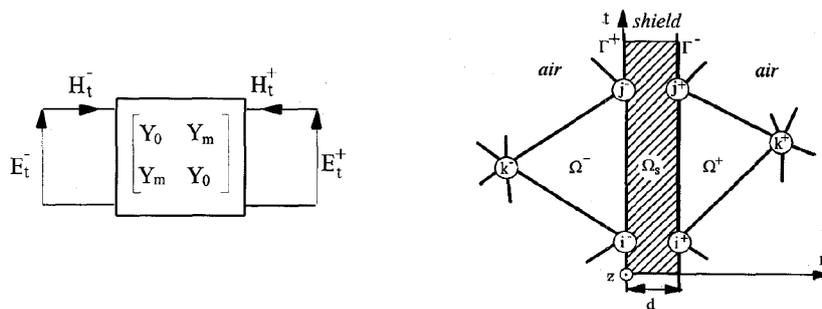


Figura 2.31. Pantalla modelada mediante matriz de transferencia.

En [46], se desarrollan las ecuaciones INBC en función del potencial magnético vector  $A$  para su implementación en FEM. Se comprueba su efectividad por comparación con soluciones analíticas conocidas (pantalla plana conductora infinita) y medidas realizadas en laboratorio, y se verifica que reduce drásticamente el coste computacional. Como comprobación de los buenos resultados que proporciona esta nueva aproximación, Caruso muestra en [47] los valores obtenidos mediante FEM y FEM+INBC de un caso particular de pantalla plana sometida al campo generado por un dipolo. Se demuestra que existen diferencias mínimas entre ambos resultados, causadas posiblemente por la diferencia de mallado empleada.

- Método de los elementos de contorno (BEM)

En el análisis de dominios infinitos mediante FEM existe otro problema añadido: dónde y cómo truncar el dominio infinito para poder discretizarlo. Dependiendo de la distancia a la que se realice y la condición de contorno impuesta, influye notablemente en el resultado obtenido del análisis numérico del problema. Una alternativa es utilizar BEM, que supera este problema al considerar únicamente las zonas activas del problema y no el ambiente que las rodea. Por ello, es una de las técnicas numéricas comúnmente empleadas en el análisis de pantallas de configuración más complejas. Un ejemplo de esto lo desarrolla Y. Du en [37], donde analiza los principios de funcionamiento de una pantalla cuadrada de dos capas, comprobando que tiene las mismas prestaciones y comportamiento que una cilíndrica de dos capas. Asimismo, analiza la dependencia de la efectividad de la pantalla en función del espesor y permeabilidad del material. Sin embargo, destaca que la similitud con el caso del cilindro de dos capas se da únicamente en zonas alejadas de la pantalla, ya que el caso de pantalla cuadrada es una distorsión respecto al cilindro, lo que influye en el campo creado en las cercanías de la pantalla.

De igual forma, Y. Du analiza en [29] la similitud que presentan pantallas cuadradas y rectangulares de una capa respecto al caso del cilindro. Mediante simulaciones basadas en BEM deduce las dimensiones y proporciones que deben tener estos casos para poder emplear las expresiones analíticas de la eficiencia de pantalla obtenidas para el cilindro. Para su validación recurre a experiencias de laboratorio, con cuyas medidas compara los resultados analíticos y de simulación con BEM.

Configuraciones más complejas analiza Farag en [48] mediante simulaciones en BEM, donde muestra distintos mapas de contorno y reducción que ponen de manifiesto el funcionamiento de los distintos mecanismos de mitigación. En concreto analiza pantallas planas de 2 o 3 capas de distintos materiales (figura 2.32) sometidas a dos fuentes de campo magnético, así como pantallas en forma de U invertida.

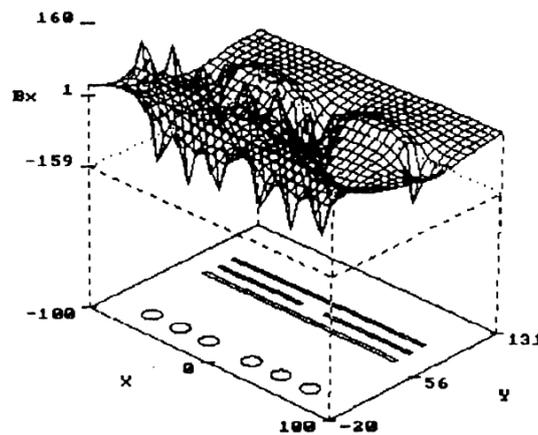


Figura 2.32. Configuración multicapa analizada con BEM.

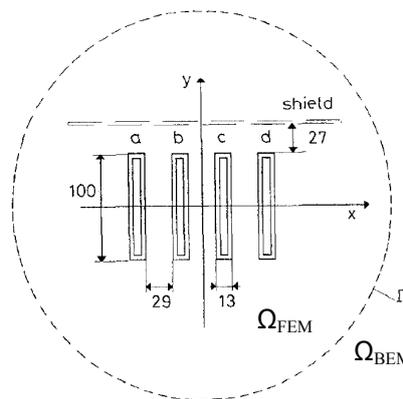
Sin embargo, este método se hace menos conveniente cuando el dominio de análisis es demasiado delgado o complicado, ya que no proporciona buenos resultados, por lo que suele emplearse con ciertas modificaciones.

- Ampliación de BEM con condiciones de contorno en red de impedancias (INBC)

Al igual que le ocurre a FEM, cuando se trata de modelar dominios con un espesor demasiado reducido los resultados obtenidos mediante BEM no suelen ser muy precisos. Por ello, Igarashi propone en [49] una extensión de BEM mediante la introducción de condiciones de contorno en impedancias (IBC) para el potencial magnético vector  $A$  en cada superficie de la pantalla, de manera similar a como se analizó en [46] para emplear con FEM. De esta forma se evita evaluar numéricamente el campo en el interior de la pantalla, empleando BEM para determinar el campo en el exterior de la misma. Esta modificación no tiene limitaciones topológicas del sistema, lo que demuestra su aplicación para el caso de pantallas delgadas en 3D desarrollado en [49]. Tampoco tiene restricciones en cuanto a las características conductoras y magnéticas del material empleado. Sin embargo, esta aproximación presenta algunos errores en la determinación del campo en zonas próximas a los extremos de la pantalla. Asimismo, tampoco es válido en caso de materiales magnéticos no lineales.

- Combinación FEM-BEM

Dado que las técnicas basadas en FEM y BEM tienen ciertas limitaciones, existen autores que proponen métodos híbridos desarrollados para explotar las ventajas de cada uno de ellos. Es el caso de Bottauscio en [50], donde plantea dividir el dominio de estudio en dos: un primer dominio donde se encuentran las partes activas del problema (conductores y pantallas), en el que se aplica FEM, y un segundo dominio que contiene el resto del entorno, donde se aplica BEM (figura 2.33). De esta manera se evita el escollo que supone la aplicación de FEM a dominios infinitos, donde habitualmente se establecía un contorno cercano a la zona a analizar con condiciones adecuadas para simular el infinito, lo que proporcionaba errores que distanciaban el modelo de la realidad. Con la técnica propuesta, ahora es BEM quien determina dicha condición de contorno, ya que este método no requiere de dominios limitados para su aplicación. Como aplicación de la propuesta, en [50] se obtiene el campo magnético generado por un sistema de barras. La validación de esta nueva metodología se realiza mediante comparación con valores experimentales.



**Figura 2.33.** Sistema de embarrado analizado con FEM-BEM.

Otra aplicación directa de esta modificación la desarrolla Bottauscio en [51], en la que analiza la eficiencia de diferentes configuraciones de pantallas realizadas con diversos materiales magnéticos de bajo coste, con el objetivo de analizar el comportamiento y

propiedades que presentan estos materiales como posibles soluciones competitivas a materiales de muy alta permeabilidad magnética, tales como el  $\mu$ -metal y Permalloy. En concreto se analizan configuraciones planas de pantalla, en forma de U invertida y cuadrada, empleando en cada caso acero bajo en carbono, acero al silicio de grano orientado y no orientado. Mediante la técnica híbrida FEM-BEM obtiene la densidad de flujo magnético y la eficiencia de pantalla, cuyos resultados son comparados con experiencias llevadas a cabo en laboratorio. Se comprueba que hay una aceptable coincidencia entre ambas mediciones. Como conclusiones principales del estudio destacan la mayor eficiencia reductora del acero de grano orientado, que puede mejorarse añadiendo una placa de aluminio con el fin de proporcionar más reducción mediante corrientes parásitas. Asimismo, se verifica la negativa influencia que sobre la eficiencia de la pantalla tiene la presencia de huecos en las uniones que se producen en las esquinas de las configuraciones en U y cuadrada.

### - Ampliación de FEM-BEM con INBC

Dado que el principal problema es habitualmente modelar una pantalla de espesor delgado, es razonable pensar en ampliar la técnica híbrida FEM-BEM mediante la aplicación de condiciones de contorno en red de impedancias para eliminar este escollo. Esto es lo que propone Bottauscio en [52] para el caso de pantallas de varias capas. Esta aproximación se basa esencialmente en la introducción de condiciones de contorno en las superficies más externas de la pantalla, permitiendo reemplazar una estructura en 3D por otra en 2D, lo que permite discretizar la pantalla mediante elementos de superficie y no de volúmenes. De esta forma, se obtienen expresiones que relacionan las distintas magnitudes magnéticas entre las superficies externas del material, las cuales sustituyen a la pantalla en la aplicación de FEM, para lo que la nueva superficie 2D que modela el comportamiento de la pantalla debe ser mallada mediante elementos triangulares. El problema se completa con la aplicación de BEM en la región de aire exterior en el que se sitúan las fuentes. Mediante este nuevo modelo se analiza el comportamiento de pantallas planas y en forma de U sometidas al campo generado por un dipolo, determinando tanto la densidad de flujo magnético como el factor de reducción obtenido. La validez del modelo se realiza mediante la solución exacta del caso de pantalla cilíndrica multicapa, obteniendo una gran precisión. Como principal conclusión establece que el número óptimo de capas suele ser de dos, alternando materiales conductores y ferromagnéticos. Asimismo, destaca que las mayores reducciones se producen situando la capa de material ferromagnético como la más cercana a la fuente. Añadir una capa más no suele mejorar los resultados, salvo en casos en los que la capa próxima a la fuente es conductora.

Otro claro ejemplo de aplicación de esta metodología lo desarrolla Bottauscio en [53], en el que se detalla el estudio de diversas configuraciones de pantallas para la reducción del campo generado por un centro de transformación (figura 2.34). En él, dado el reducido espesor de la pantalla frente a las dimensiones de la instalación, se aplica el método FEM-BEM basado en la formulación de INBC, lo que modela cada pantalla por una superficie plana. De este modo permite trabajar con geometrías complejas en dominios tridimensionales. Los resultados numéricos obtenidos son comprobados con medidas experimentales que dan validez a los resultados.

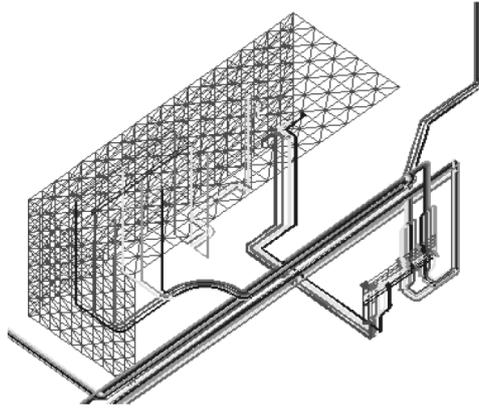


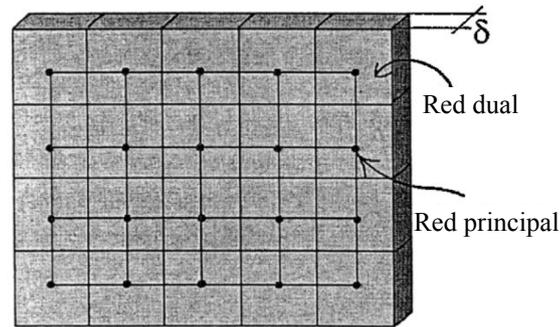
Figura 2.34. Modelado de pantallas en centro de transformación.

- Formulación finita de los campos electromagnéticos (FFEF)

Otra propuesta para modelar pantallas no ferromagnéticas y las corrientes que en ella se inducen la hace Canova en [41], que puede considerarse como un método numérico integral. Está basada conceptualmente en la formulación finita de campos electromagnéticos formulada por Tonti en [54] y especialmente adaptada para el caso de pantallas delgadas. Esta formulación propone expresiones directas de las leyes de Maxwell en términos de variables globales, explotando la dualidad presente en estas ecuaciones. La principal hipótesis de partida de esta propuesta es considerar la densidad de corrientes inducidas uniforme en el espesor de la pantalla, es decir, profundidad de penetración mayor que el espesor. Asimismo, el método es implementado a través de un procedimiento tridimensional basado en Lim [55], lo que lo hace adecuado para el análisis y diseño de pantallas muy particulares, como pantallas discontinuas, así como tener en cuenta la longitud de la misma, un parámetro de los más importantes en el caso de sistemas reducidos de apantallado. Para su aplicación divide el dominio de estudio en tres regiones:

- región de conductores generadores del campo, donde se impone la densidad de corriente por un circuito externo;
- región de corrientes inducidas, constituida por un conjunto de láminas conductoras bajo la hipótesis de densidad de corriente uniformemente distribuida en su espesor;
- aire alrededor de las dos zonas anteriores.

La región de conductores es discretizada mediante volúmenes hexaédricos, atravesados cada uno de ellos por una corriente impuesta. Su contribución al campo es calculada por medio de la ley de Biot-Savart. La zona de corrientes inducidas es discretizada superficialmente mediante redes ortogonales duales de cuadriláteros (figura 2.35), despreciando su espesor que es tenido en cuenta en la formulación. Las corrientes inducidas en la placa son determinadas en base a la dualidad existente entre ambas redes, imponiendo como restricciones que las corrientes que circulan en superficies cerradas deben ser nulas, así como el cumplimiento de la ley de Faraday en lazos cerrados. La contribución de estas corrientes, junto a la de los conductores principales, da lugar al campo resultante, cuya precisión es verificada por comparación con simulaciones en FEM.



**Figura 2.35.** Discretización de la pantalla.

Como comentario final respecto a los métodos enunciados, aclarar que existen en la bibliografía multitud de libros (p.e. [56] y [57]) en los que se detalla en profundidad cada uno de los métodos analíticos y numéricos aquí comentados, así como otros adicionales. Algunos de ellos son de mejor aplicación que otros para el problema del apantallado magnético, por ello en este capítulo se han enumerado los que aparecen habitualmente en las publicaciones especializadas como los más eficaces para este tipo de sistemas, omitiendo otros que no han probado ser aplicables a estos problemas o cuyos resultados no terminan de ser del todo aceptables.

#### 2.3.4. Aplicaciones prácticas

Existen publicaciones en las que se comentan algunas aplicaciones prácticas de apantallado en instalaciones reales, detallando los resultados obtenidos y los principales inconvenientes encontrados en su implementación. Es el caso de Cipollone en [58], donde, además de comentar la legislación existente en Italia, analiza tres configuraciones de apantallado de líneas subterráneas: tendido horizontal y en configuración triangular con placa plana de cobre y tendido en configuración triangular en el interior de una pantalla tubular de acero. Para comprobar su eficiencia antes de su implementación, se desarrollan modelos en FEM a fin de obtener el factor de reducción en cada caso. Finalmente se comparan los valores numéricos con los obtenidos en la instalación final, concluyendo que son una buena aproximación. A su vez destaca la mayor reducción que se produce cuando el tendido se realiza en configuración triangular con los cables muy próximos, más aún cuando se emplea una pantalla tubular de acero que en el caso de pantalla plana de cobre, aunque esta configuración reduce la capacidad de carga en la línea. Esta configuración es la adoptada para su implementación en las zonas más críticas, empleando el tendido plano en el resto de la instalación. Por otro lado, menciona la necesidad de una correcta unión entre las distintas placas planas para un funcionamiento óptimo de la pantalla. Asimismo, destaca la dificultad que conlleva la colocación de tramos de tubería cilíndrica cuando el trazado de la línea es complicado. Otra desventaja es la complicación extra que aparece a la hora de realizar las zanjas, y la dificultad que conllevaría realizar reparaciones en un punto de la instalación una vez terminada, al tener que quitar la pantalla para poder acceder a los cables. También es necesario considerar las pérdidas que se producen en la línea, mayores cuando se utilizan materiales conductores, por lo que este autor recomienda la pantalla tubular de acero como principal opción (figura 2.36).



**Figura 2.36.** Pantalla tubular.

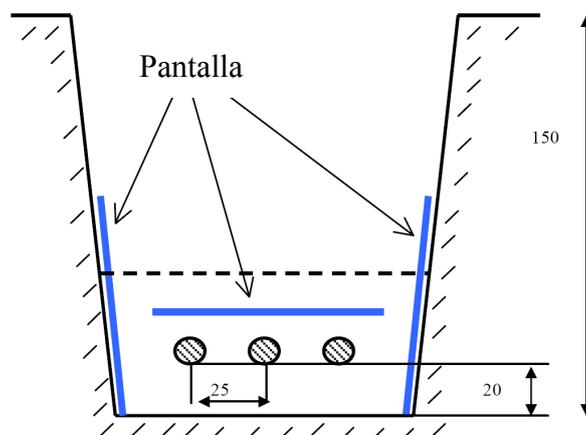
Muchos de los informes que analizan la aplicación práctica de apantallados los realizan organizaciones como EPRI o CIGRÉ. En esta última existe un grupo específico de trabajo que analiza las posibles formas de reducir el campo generado por líneas de transmisión aéreas y subterráneas, dando lugar a documentos como [59], donde se analizan otras experiencias en la implementación de diversos tipos de pantallas en tendidos subterráneos de alta tensión, estudiando las principales dificultades que se presentan tanto en líneas de nueva construcción como en líneas ya existentes, aspecto que, según la experiencia de los autores, es el principal factor que determina la elección de la mejor estrategia de reducción. Esto se debe a que en el caso de líneas ya existentes es necesario evitar que los trabajos de excavación dañen los cables, por lo que suele ser recomendable limitar el volumen de las operaciones, así como el impacto que las mismas pueden provocar en la vida normal de los ciudadanos. En el caso de líneas de nueva construcción, la solución a adoptar debe ser seleccionada en base a un análisis cuidadoso de costes y beneficios, a fin de equilibrar el nivel de reducción deseado con el coste y viabilidad de las tecnologías disponibles. Por todo esto, los autores consideran las pantallas planas de materiales de alta conductividad como la mejor opción en el apantallado de instalaciones ya construidas. Por el contrario, para nuevas líneas consideran que realizar el tendido en configuración en forma de Trébol es suficiente para la mayoría de situaciones, en lugar de emplear el tradicional tendido horizontal. Sin embargo, en casos en los que sea necesario obtener mayores valores de reducción la mejor solución parece ser empleando pantallas cerradas de materiales ferromagnéticos. En este sentido analizan el funcionamiento de las habituales pantallas planas y en forma de U realizadas con materiales de alta conductividad eléctrica, así como pantallas cerradas cilíndricas y otras de nueva generación, como son las pantallas rectangulares desarrolladas por la empresa Prysmian (figura 2.37) realizadas con acero galvanizado de alta permeabilidad magnética.



**Figura 2.37.** Pantalla rectangular desarrollada por Prysmian.

Esta nueva pantalla rectangular cerrada (denominada “raceway”) surge de las dificultades encontradas a la hora de realizar tendidos con trayectorias complicadas mediante pantallas cilíndricas, así como los problemas encontrados a la hora de realizar reparaciones. La nueva pantalla consta de dos partes: tapa y base. Las dimensiones de la base varían de un extremo a otro en forma cónica, permitiendo solapar dos tramos consecutivos con facilidad, lo que permite realizar trayectorias con un cierto radio de curvatura tanto vertical como horizontal. Además, las dimensiones de la base se realizan de tal manera que al alojar los cables en su interior adoptan inmediatamente la configuración triangular requerida. Por otro lado, la tapa superior debe ir sujeta con una serie de grapas que aseguren un buen contacto entre ambas partes de la pantalla, con el fin de realizar una pantalla cerrada lo más ideal posible. Los niveles de reducción proporcionados mediante esta técnica llegan a alcanzar valores de 18, muy superiores a otras pantallas. Esto, junto con el bajo coste del material empleado las hace un método de gran relación efectividad-coste. Sin embargo no se mencionan los aspectos térmicos que pudieran darse en esta configuración. Además sólo sería de aplicación en situaciones en las que se pudiera reducir la capacidad de la línea para adoptar la forma triangular.

Por otro lado, como se comentó en apartados anteriores, en [25] se detalla la utilización de una nueva configuración de pantallas de aluminio durante la construcción de un tramo de 6 km de una línea de 150 kV de doble circuito enterrada en Bélgica. La configuración empleada consiste en utilizar tres placas planas de 3 mm de espesor, situando una de forma horizontal sobre el tendido y las otras dos en vertical a ambos lados del mismo (figura 2.38).



**Figura 2.38.** Pantalla en H con medidas típicas (en cm) para un tendido horizontal.

Esta configuración, denominada en H, produce mejores niveles de reducción que las habituales pantallas planas o en forma de U invertida, llegando a alcanzar reducciones del orden de 10 en el área situada directamente encima del tendido. Para ello requieren de la existencia de un buen contacto eléctrico entre las pantallas verticales, de forma que actúan a modo de lazo reforzando la eficiencia de la pantalla colocada horizontalmente. Se observó experimentalmente que reducir la distancia entre dichas placas verticales disminuía la eficiencia de la pantalla. Por otro lado, la pantalla horizontal se situó tan cerca del tendido como fue posible, a fin de incrementar su eficiencia sin que los efectos térmicos derivados de las pérdidas inducidas en la pantalla afectasen a la capacidad de la línea.

Finalmente, comentar que existen otro tipo de publicaciones enfocadas al análisis de herramientas de trabajo con las que diseñar apantallados de instalaciones más complejas, como en [60], donde se analiza la viabilidad del uso de simulaciones generadas mediante FEM para el análisis y diseño de apantallados de transformadores.

### **2.3.5. Optimización de pantallas**

Para finalizar con la descripción de los trabajos desarrollados hasta el momento en cuestión de apantallado magnéticos, comentar una de las líneas de investigación que actualmente está emergiendo con cierta importancia: la optimización de la pantalla. En este sentido existen dos vías de trabajo principalmente. Una de ellas la propone Massarini en [61], en la que establece un algoritmo de optimización de la pantalla en cuanto a volumen de material se refiere para alcanzar un determinado valor de reducción. En este caso la aplicación la realiza para el caso de pantallas planas de varias capas construidas mediante dos tipos de materiales (uno de alta conductividad eléctrica y otro de alta permeabilidad magnética). Para realizar esta tarea opta por desarrollar el problema como uno de programación no lineal. Como conclusión destacable, establece que el número óptimo de capas suele ser fundamentalmente par, ya que proporcionan mayor reducción que en el caso de números impares de capas.

Otros trabajos relacionados con la optimización de la pantalla se encuentran en [62] y [63], cuyo objetivo consiste en optimizar la forma de la pantalla. Esta tarea la realizan los autores mediante técnicas de optimización basadas en gradiente continuo, obteniendo la forma del perfil que proporciona los mejores resultados de mitigación para una fuente determinada.

## **2.4. Resumen y conclusiones del capítulo**

A lo largo del presente capítulo se han comentado los principales estudios realizados sobre la utilización de técnicas de apantallado para la mitigación del campo magnético generado por líneas eléctricas subterráneas. En concreto se han tratado las técnicas de compensación mediante lazos activos y pasivos, así como la utilización de pantallas de materiales de alta conductividad eléctrica y ferromagnética.

De la utilización de lazos de compensación se han comentado los principales estudios teóricos realizados para el cálculo de la corriente inducida en los mismos, así como la cancelación de campo que proporcionan. La eficiencia de esta técnica puede verse mejorada mediante la introducción de condensadores en serie en el propio lazo (lazo pasivo compensado), o por la inyección controlada de la corriente desde una fuente externa (lazo activo). Como se ha podido observar, la mayoría de los estudios y aplicaciones desarrollados con esta técnica han sido aplicados a líneas aéreas de alta tensión, existiendo un número reducido de estudios en los que esta técnica se ha aplicado en líneas subterráneas. En cualquier caso, esta técnica se ha mostrado como una opción a tener en cuenta cuando se requieren niveles de reducción no muy elevados, ya que a su bajo coste se une la facilidad para su instalación en instalaciones de nueva construcción y en otras ya existentes.

Por otro lado, las técnicas de mitigación mediante el uso de pantallas metálicas han sido analizadas en mayor profundidad que el caso anterior, existiendo numerosos estudios teóricos sobre su funcionamiento. Este tipo de problemas presenta un alto grado de

complejidad para su resolución, lo cual sólo puede realizarse de manera analítica para casos sencillos con múltiples simplificaciones, o mediante la aplicación de complejas técnicas numéricas. En ambos casos existen estudios que muestran el distinto funcionamiento que tienen las pantallas en función del material empleado y de su configuración (pantallas abiertas o cerradas). De estos estudios se concluye que las pantallas abiertas presentan un mejor comportamiento cuando se realizan con materiales conductores, mientras que las pantallas cerradas son más eficientes al realizarse con materiales ferromagnéticos, presentando mejores niveles de reducción que las pantallas abiertas conductoras. Sin embargo, las pantallas cerradas presentan dificultades a la hora de realizar instalaciones con trayectorias complicadas, así como la realización de labores de mantenimiento. Además, salvo en algunos casos, los materiales ferromagnéticos suelen tener un coste superior a los conductores. Por otro lado, las pantallas abiertas se posicionan como la mejor opción a la hora de mitigar el campo generado por instalaciones ya existentes.

Como comentario final destacar que en ninguno de los dos casos analizados se han encontrado estudios en profundidad sobre los efectos térmicos presentes en la aplicación de ambas técnicas, así como su influencia en la posible reducción de capacidad de transporte de la línea derivado de las pérdidas presentes en ambos tipos de pantallas.

### Referencias bibliográficas

- [1] W. F. Horton, S. Goldberg, *Power Frequency Magnetic Fields and Public Health*, Boca Raton, CRC Press, 1995.
- [2] CIGRE WG. C4.204, *Guidelines for Mitigation Techniques of Power-Frequency Magnetic Fields Originated from Electric Power Systems*, TB-373, 2009.
- [3] G. Karady, “A Novel Magnetic Field Management Method for Underground Power Cables”, *Electric Power System Research*, Vol. 31, No. 2, pp. 103-110, Noviembre 1994.
- [4] G. Karady, C. Núñez, R. Raghavan, “The Feasibility of Magnetic Field Reduction by Phase Relationship Optimization in Cable Systems”, *IEEE Transactions on Power Delivery*. Vol. 13, No. 2, pp. 647-654, Abril 1998.
- [5] I. O. Habiballah, A. S. Farag, M. M. Dawoud, A. Firoz, “Underground Cable Magnetic Field Simulation and Management Using New Design Configurations”, *Electric Power System Research*, No. 45, pp. 141-148, 1998.
- [6] M. M. Dawoud, I. O. Habiballah, A. S. Farag, A. Firoz, “Magnetic field management techniques in transmission underground cables”, *Electric Power Systems Research*, no. 48, pp. 177–192, 1999.
- [7] L. Lindberg, “Reduction of Magnetic Fields from Electric Power and Installation Lines”, *IEE Proc.-Sci. Meas. Technology*, Vol. 145, No. 5, pp. 215-221, Septiembre 1998.

- [8] P. Pettersson, “*Reduction of Power System Magnetic Field by Configuration Twist*”, PE-141-PWRD-0-12-1996.
- [9] H. Olsson, P. Pettersson, A. Eriksson, “*Reduction of transmission line magnetic fields -possibility and constraints*”, CIGRE 1990 Session, paper 36-101.
- [10] R. A. Walling, J. J. Paserba, C. W. Burns, “*Series-Capacitor compensated shield scheme for enhanced mitigation of transmission line magnetic fields*”, IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 8, No. 1, pp. 1577-86, Enero 1993.
- [11] A. R. Memari, W. Janischewskyj, “*Mitigation of magnetic field near power lines*”, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 11, No. 3, Julio 1996.
- [12] K. Yamazaki, T. Kawamoto, H. Fujinami: “*Requirements for power line magnetic field mitigation using a passive loop conductor*”, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 15, No. 2, Abril 2000.
- [13] U. Jonsson, A. Larsson, J. O. Sjödin, “*Optimized reduction of the magnetic field near Swedish 400 kV lines by advanced control of shield wire currents. Test results and economic evaluation*”, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 9, No. 2, pp. 961-969, Abril 1994.
- [14] P. Pettersson: “*Principles in transmission line magnetic field reduction*”, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 11, No. 3, pp. 1587-93, Julio 1996.
- [15] M. Reta-Hernández, G. Karady, “*Attenuation of low frequency magnetic fields using active shielding*”, Electric Power System Research, vol. 45, pp. 57-63, 1998.
- [16] P. Cruz, *Análisis, cálculo y técnicas de mitigación de campos magnéticos creados por líneas eléctricas de alta tensión*, Tesis doctoral, Universidad de Sevilla, 2000.
- [17] B. Shperling, L. Menemenlis-Hopkins, B. Fardanesh, B. Clairmont, D. Childs, “*Reduction of magnetic fields from transmission lines using passive loops*”, CIGRE 1996 Session, paper 36-103.
- [18] EPRI Report, “*Passive Shielding System for the NYPA 345 kV Cross-State Corridor*”, Report TR-111718, Diciembre 1998.
- [19] A. Larsson, U. Jonsson, J. Sjödin, “*Design, test and cost of a magnetic field cancellation loop near swedish 400 kV line*”, Power Tech Proceedings, Stockholm, Septiembre 1995.
- [20] P. Cruz, C. Izquierdo, M. Burgos, “*Magnetic field mitigation in power lines with passive and active loops*”, CIGRE 2002 Session, paper 36-106.
- [21] P. Cruz, J. Riquelme, J. C. del Pino, A. de la Villa and J. L. Martínez, “*A comparative analysis of passive loop-based magnetic field mitigation of overhead lines*”, IEEE Trans. Power Delivery, vol. 22, no. 3, pp. 1773-1781, Julio 2007.

- [22] P. Cruz, J. Hoeffelman, J. C. del Pino, “*Mitigación de campos magnéticos en líneas subterráneas de potencia mediante el empleo de lazos pasivos*”, IEEE Latin America Trans., vol. 6, no. 1, pp. 59-65, Marzo 2008.
- [23] H. Brakelmann, “*Optimisation of compensation conductor systems for magnetic field mitigation near to high-voltage single-core cables*”, 7<sup>th</sup> International Workshop on Large Scale Integration of Wind Power and on Transmission Networks for Offshore Wind Farms, Madrid, Mayo 2008.
- [24] J. Vavra, M. Wanda, “*Vienna 400 kV North input*”, CIGRE Conference paper, B1-101, 2006.
- [25] A. Gille, V. Beghin, G. Geerts, J. Hoeffelman, D. Liémans, K. Van Gucht, “*Double 150 kV link, 32 km long, in Belgium: Design and construction*”, CIGRE report B1-305, Paris, 2004 session.
- [26] L. Hasselgren and J. Luomi, “*Geometrical aspects of magnetic shielding at extremely low frequencies*”, IEEE Trans. Electromagnetic Compatibility, Vol. 37, No. 3, Agosto 1995.
- [27] J. F. Hoburg, “*Principles of quasistatic magnetic shielding with cylindrical and spherical shields*”, IEEE Trans. Electromagnetic Compatibility, Vol. 37, No. 4, Noviembre 1995.
- [28] Y. Du and J. Burnett, “*Magnetic shielding principles of linear cylindrical shield at power frequency*”, Proceedings IEEE 1996 International Symposium on EMC, Santa Clara, CA, USA, Agosto 1996.
- [29] Y. Du and J. Burnett, “*Power-frequency magnetic shielding of heavy-current conductors by rectangular shields*”, IEE Proc.-Gener. Transm. Distrib., Vol. 146, No. 3, Mayo 1999.
- [30] Y. Du, T. C. Cheng and A. S. Farag, “*Principles of power frequency magnetic field shielding with flat sheets in a source of long conductors*”, IEEE Trans. Electromagnetic Compatibility, Vol. 38, No. 3, Agosto 1996.
- [31] R. G. Olsen and P. Moreno, “*Some observations about shielding extremely low-frequency magnetic fields by finite width shields*”, IEEE Trans. Electromagnetic Compatibility, Vol. 38, No. 3, Agosto 1996.
- [32] P. Moreno and R. G. Olsen , “*A simple theory for optimizing finite width ELF magnetic field shields for minimum dependence on source orientation*”, IEEE Trans. Electromagnetic Compatibility, Vol. 39, No. 4, Agosto 1997.
- [33] R. G. Olsen, M. Istenic and P. Zunko, “*On simple methods for calculating ELF shielding of infinite planar shields*”, IEEE Trans. on Electromagnetic Compatibility, Vol. 45, No. 3, Agosto 2003.

- [34] M. Istenic and R. G. Olsen, “*A simple hybrid method for ELF shielding by imperfect finite planar shields*”, IEEE Trans. on Electromagnetic Compatibility, Vol. 46, No. 2, Mayo 2004.
- [35] J. F. Hoburg, “*A computational methodology and results for quasistatic multilayered magnetic shielding*”, IEEE Trans. on Electromagnetic Compatibility, Vol. 38, No. 1, Febrero 1996.
- [36] J. F. Hoburg, B. A. Clairmont, D. W. Fugate, R. J. Lordan, “*Comparisons of measured and calculated power frequency magnetic shielding by multilayered cylinders*”, IEEE Trans. on Power Delivery, Vol. 12, No. 4, Octubre 1997.
- [37] Y. Du and J. Burnett, “*Optimal magnetic shielding of double-layer shields at power frequency*”, IEEE International Symposium on Electromagnetic Compatibility, 1997.
- [38] L. Sandrolini, A. Massarini, U. Reggiani, “*Transform method for calculating low-frequency shielding effectiveness of planar linear multilayered shields*”, IEEE Trans. on Magnetics, Vol. 36, No. 6, Noviembre 2000.
- [39] W. M. Frix and G. G. Karady, “*A circuital approach to estimate the magnetic field reduction of nonferrous metal shields*”, IEEE Trans. Electromagnetic Compatibility, Vol. 39, No. 1, Febrero 1997.
- [40] F. W. Grover, *Inductance Calculation: Working Formulas and Tables*, D. Van Nostrand Company, Inc., New York, 1947.
- [41] A. Canova, G. Gruosso and M. Repetto, “*Integral methods for analysis and design of low-frequency conductive shields*”, IEEE Trans. on Magnetics, Vol. 39, No. 4, Julio 2003.
- [42] A. Canova, A. Manzin, M. Tartaglia, “*Evaluation of different analytical and semi-analytical methods for the design of ELF magnetic field shields*”, IEEE Trans. On Industry Applications, Vol. 38, No. 3, Mayo/Junio 2002.
- [43] M. A. Plonus, *Applied Electromagnetics*, International Student Edition, McGraw-Hill Kogakusha, Ltd., 1978.
- [44] M. D’Amore, E. Menghi and M. S. Sarto, “*Shielding techniques of the low-frequency magnetic field from cable power lines*”, IEEE International Symposium on EMC, Agosto 18-22, 2003, Boston.
- [45] L. Hasselgren, E. Möller and Y. Hamnerius, “*Calculation of magnetic shielding of a substation at power frequency using FEM*”, IEEE Transc. on Power Delivery, Vol. 9, No. 3, Julio 1994.
- [46] M. Feliziani, F. Maradei, “*Fast computation of quasi-static magnetic fields around nonperfectly conductive shields*”, IEEE Trans. on Magnetics, Vol. 34, No. 5, Septiembre 1998.

- [47] C. Caruso, M. Feliziani, F. Maradei, “*Validation of analytical and numerical techniques to predict the magnetic shielding effectiveness of finite extension shields*”, IEEE International Symposium on Electromagnetic Compatibility 2000, Vol. 2, pp. 861-886, Agosto 2000.
- [48] A. S. Farag, M. M. Dawoud and I. O. Habiballah, “*Implementation of shielding principles for magnetic field management of power cables*”, Electric Power System Research, 48 (1999) 193-209.
- [49] H. Igarashi, A. Kost, T. Honma, “*A three dimensional analysis of magnetic fields around a thin magnetic conductive layer using vector potential*”, IEEE Trans. on Magnetics, Vol. 34, No. 5, Septiembre 1998.
- [50] O. Bottauscio, E. Carpaneto, M. Chiampi, D. Chiarabaglio, I. Panaitescu, “*Numerical and experimental evaluation of magnetic field generated by power busbar systems*”, IEE Proc. Gener. Transm. Distrib. Vol. 143, No. 5, Septiembre 1996.
- [51] O. Bottauscio, M. Chiampi, D. Chiarabaglio, F. Fiorillo, L. Rocchino, M. Zucca, “*Role of magnetic materials in power frequency shielding: numerical analysis and experiments*”, IEE Proc. Gener. Transm. Distrib. Vol. 148, No. 2, Marzo 2001.
- [52] O. Bottauscio, M. Chiampi, A. Manzin, “*Numerical analysis of magnetic shielding efficiency of multilayered screens*”, IEEE Trans. on Magnetics Vol. 40, No. 2, Marzo 2004.
- [53] O. Bottauscio, M. Chiampi, G. Crotti, A. Manzin, P. Ribaldone and M. Zucca, “*Design of magnetic shield in MV/LV substations by three dimensional modelling and experimental analysis*”, Proceedings of EMC Europe 2002 - International Symposium on Electromagnetic Compatibility, Vol. I, pp. 359-364, Sorrento (Italy), Septiembre 2002.
- [54] E. Tonti, “*Finite formulation of electromagnetic field*”, IEEE Trans. on Magnetics Vol. 38, No. 2, Marzo 2002.
- [55] K. C. Lim, J. F. Hoburg, D. W. Fugate, R. J. Lordan, “*Integral law descriptions of quasistatic magnetic field shielding by thin conductive plates*”, IEEE Trans. on Power Delivery, Vol. 12, No. 4, Octubre 1997.
- [56] K. J. Binns, P. J. Lawrenson, C. W. Trowbridge, “*The analytical and numerical solution of electric and magnetic fields*”, John Wiley & Sons Ltd., 1994.
- [57] S. Ratnajeevan, H. Hoole, “*Computer-aided analysis and design of electromagnetic devices*”, Elsevier Science Publishig Co., Inc. 1989.
- [58] A. Cipollone, Al. Fabbri and E. Zendri, “*Techniques for shielding underground power lines to minimize the exposure to ELF magnetic field in residential areas*”, EMC Europe 2002 - Septiembre 9-13, 2002 Sorrento.

- [59] R. Conti, F. Donáis, P. Maioli, R. Rendina and E. A. Sena, “*Some Italian experiences in the utilization of HV underground cable systems to solve local problems due to magnetic field and other environmental issues*”, 2006 CIGRÉ conference, paper C4-303.
- [60] A. J. Casura, T. P. Heuscher, J. Bader and L. Kueng, “*Simulation of shieldings and mitigation methods for the electromagnetic field of a transformer*”, 2006 CIGRE Conference, paper C4-305.
- [61] A. Massarini, U. Reggiani and L. Sandrolini, “*Optimization of magnetic multilayered shields*”, IEEE International Symposium on Electromagnetic Compatibility EMC, 2001.
- [62] E. Salinas, Y. Q. Liu, P. Souza, J. Atalaya, P. Cruz, J. Daalder, “*Design and validation of power frequency magnetic field conductor shielding for underground cables*”, CIRED 18<sup>th</sup> International Conference on Electricity Distribution, Turin, 6-9 Junio 2005.
- [63] Y. Liu, P. Sousa, E. Salinas, P. Cruz and J. Daalder, “*Continuum gradient-based shape optimization of conducting shields for power frequency magnetic field mitigation*”, IEEE Trans. on Magnetics, Vol. 42, No. 4, Abril, 2006.



# Capítulo 3

## Análisis de soluciones basadas en lazos pasivos.

### 3.1. Introducción e hipótesis de partida

A lo largo de este capítulo se comentarán los principales aspectos relacionados con la mitigación del campo magnético generado por líneas subterráneas mediante la inserción de uno o varios lazos pasivos de compensación, en los que la corriente es puramente inducida por el propio campo que se pretende mitigar. Tal como se comentó en el capítulo 2, esta técnica ha sido ampliamente utilizada a la hora de mitigar el campo generado por líneas aéreas, pero en pocas ocasiones se ha utilizado para el caso de líneas subterráneas. Asimismo, en ninguno de los dos casos se ha realizado un estudio comparativo en profundidad de las distintas soluciones posibles, así como un análisis paramétrico de los principales aspectos que afectan a su eficiencia mitigadora.

Para abordar el análisis de esta técnica es necesario realizar algunas hipótesis que permitan simplificar la naturaleza del problema. Son las siguientes:

- Los conductores de fase son rectilíneos, paralelos e indefinidos.
- Las corrientes por las pantallas metálicas de los conductores de fase son nulas o muy reducidas (pantallas metálicas conectadas a tierra en uno de sus extremos o conectadas mediante transposición de pantallas).
- Los lazos se componen de cuatro tramos rectilíneos, paralelos dos a dos. Dos tramos son paralelos a las fases y los otros dos perpendiculares.
- La longitud de los tramos paralelos (longitud del lazo) es, al menos, 15 veces mayor que la longitud de los tramos perpendiculares (anchura del lazo), y que la distancia máxima entre dos conductores de cada lazo. De esta manera se puede despreciar la fuerza electromotriz inducida en los tramos perpendiculares frente a la inducida en

los tramos paralelos, así como permitir el cálculo de las inductancias propias y mutuas de los lazos por unidad de longitud.

- La longitud del lazo es mucho menor que la longitud total de la línea, por lo que el efecto del lazo sobre la corriente de las fases puede despreciarse.

Estas hipótesis simplifican el análisis permitiendo eliminar la coordenada  $z$  de las ecuaciones, y convirtiendo el problema en bidimensional (2D).

### 3.2. Cálculo del campo magnético mediante Biot-Savart

A la hora de realizar el cálculo del campo electromagnético generado por líneas de transmisión es necesario emplear las ecuaciones de Maxwell. Sin embargo, a frecuencia industrial dichas expresiones pueden simplificarse de manera que puede aplicarse la ley de Biot-Savart [1]. Esta expresión tiene validez a la hora de calcular el campo generado por una línea a cierta distancia de la misma, considerando los conductores reducidos a un punto de sección nula. El campo generado en el punto  $\vec{r} = (x, y, z)$  por un conductor  $c_i$  paralelo al eje de coordenadas  $z$ , situado en la posición  $\vec{r}_{ci} = (x_{ci}, y_{ci}, z_{ci})$  y por el que circula una corriente  $i_{ci}(t)$  (figura 3.1), viene dado por la expresión [1,2]

$$\vec{B}_{ci}(x, y, z, t) = \frac{\mu_o}{4\pi} \int_{z_a}^{z_b} \frac{i_{ci}(t) \vec{u}_z \wedge (\vec{r} - \vec{r}_{ci})}{|\vec{r} - \vec{r}_{ci}|^3} dz \quad (3.1)$$

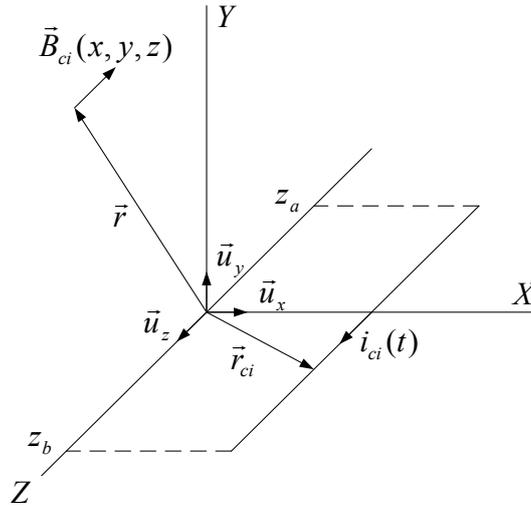


Figura 3.1. Campo magnético en  $(x,y,z)$  debido a la intensidad  $i_{ci}(t)$ .

En el caso de que el conductor sea indefinido ( $z_a \rightarrow -\infty, z_b \rightarrow \infty$ ), la expresión (3.1) queda simplificada sin dependencia de la coordenada  $z$ :

$$\vec{B}_{ci}(x, y, t) = \frac{\mu_o}{2\pi} \frac{i_{ci}(t) \vec{u}_z \wedge (\vec{r} - \vec{r}_{ci})}{|\vec{r} - \vec{r}_{ci}|^2} \quad (3.2)$$

Si se expresan las magnitudes en forma fasorial, y omitiendo por sencillez la dependencia con la posición, la expresión (3.2) queda como

$$\vec{B}_{ci} = \frac{\mu_o}{2\pi} \frac{I_{ci} \vec{u}_z \wedge (\vec{r} - \vec{r}_{ci})}{|\vec{r} - \vec{r}_{ci}|^2} \quad (3.3)$$

donde  $\vec{B}_{ci}$  es el fasor<sup>1</sup> vectorial (en adelante sólo fasor), en valor eficaz, del campo generado por el conductor  $c_i$ , e  $I_{ci}$  el fasor, en valor eficaz, de la corriente que circula por el conductor  $c_i$ .

Por tanto, a la hora de calcular el campo generado por  $n$  conductores, la expresión de la inducción total producida en un punto vendría dada por la expresión

$$\vec{B}_n = \frac{\mu_o}{2\pi} \sum_{i=1, \dots, n} \frac{I_{ci} \vec{u}_z \wedge (\vec{r} - \vec{r}_{ci})}{|\vec{r} - \vec{r}_{ci}|^2} \quad (3.4)$$

Aplicando esta última expresión al caso de un lazo, el cual puede considerarse formado por dos conductores situados en  $\vec{r}_{c1} = (x_{c1}, y_{c1})$  y  $\vec{r}_{c2} = (x_{c2}, y_{c2})$ , por los que circulan corrientes iguales y opuestas ( $I_{c1} = -I_{c2}$ ), se obtiene

$$\vec{B}_n = \frac{\mu_o}{2\pi} I_{c1} \left( \frac{\vec{u}_z \wedge (\vec{r} - \vec{r}_{c1})}{|\vec{r} - \vec{r}_{c1}|^2} - \frac{\vec{u}_z \wedge (\vec{r} - \vec{r}_{c2})}{|\vec{r} - \vec{r}_{c2}|^2} \right) = B_x \vec{u}_x + B_y \vec{u}_y \quad (3.5)$$

Teniendo en cuenta que las hipótesis de trabajo permiten considerar el problema como bidimensional (en el plano  $XY$ ), de (3.5) se pueden obtener las expresiones de las componentes  $B_x$  y  $B_y$  del fasor  $\vec{B}_n$  de la siguiente forma:

$$B_x = \frac{\mu_o}{2\pi} I_{c1} \left( \frac{y_{c1} - y}{(x - x_{c1})^2 + (y - y_{c1})^2} - \frac{y_{c2} - y}{(x - x_{c2})^2 + (y - y_{c2})^2} \right) \quad (3.6)$$

$$B_y = -\frac{\mu_o}{2\pi} I_{c1} \left( \frac{x_{c1} - x}{(x - x_{c1})^2 + (y - y_{c1})^2} - \frac{x_{c2} - x}{(x - x_{c2})^2 + (y - y_{c2})^2} \right) \quad (3.7)$$

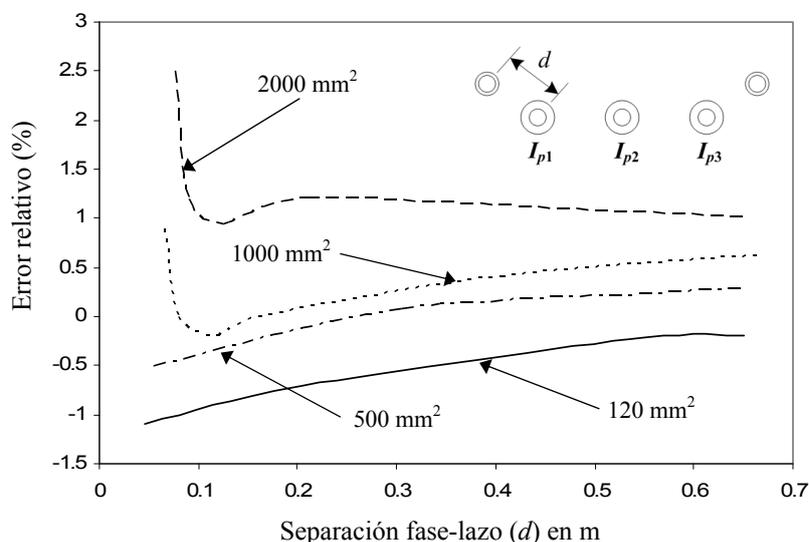
Por tanto, mediante estas expresiones es posible obtener el campo generado por un lazo de compensación pasivo en cualquier punto  $(x,y)$  en función de las coordenadas de sus conductores longitudinales y la corriente que circula por los mismos.

### 3.2.1. Aplicabilidad de Biot-Savart en líneas subterráneas

Como se ha comentado en el apartado anterior, la ley de Biot-Savart considera a los conductores de sección nula, lo que permite calcular el campo en puntos alejados de la línea. Esta aproximación se ha aplicado con éxito en los casos de líneas aéreas, donde las distancias entre conductores de fase y lazos son varios órdenes de magnitud mayores que sus secciones. Esto permite despreciar la influencia del efecto de proximidad en la corriente de los lazos instalados. Sin embargo, esta hipótesis puede no ser válida en el caso de líneas subterráneas, ya que las dimensiones de una zanja son bastante más reducidas y limitan dicha separación fase-lazo, pudiendo llegar a ser del mismo orden que las secciones utilizadas. Por ello, es de gran importancia verificar la influencia del

<sup>1</sup> Magnitudes fasoriales representadas en negrita.

efecto proximidad en este tipo de sistemas. Para clarificar este aspecto se han analizado numerosas configuraciones de lazos pasivos, empleando para ello diversas secciones de lazos que varían desde los  $35 \text{ mm}^2$  a los  $2000 \text{ mm}^2$ . En todos los casos se ha calculado el campo magnético mitigado a 1 m sobre el nivel del suelo para distintos valores de separación fase-lazo, empleando para ello dos métodos: Las expresiones anteriormente desarrolladas para la ley de Biot-Savart, y mediante simulaciones basadas en el método de los elementos finitos (FEM). De los estudios realizados se extrae que la diferencia en la estimación del campo por ambos métodos es siempre menor del 2.5 % en el peor de los casos. La figura 3.2 muestra algunos de los resultados obtenidos cuando se emplean conductores de fase de  $630 \text{ mm}^2$ , en concreto los casos en los que la diferencia relativa obtenida entre ambos métodos es más elevada. Para secciones más reducidas el efecto proximidad es menos importante y los errores relativos son menores a los mostrados en la figura 3.2. En ella se observa cómo los niveles de error se incrementan con la sección de lazo, llegando a alcanzar valores del orden del 2.5 % en el caso de un lazo de  $2000 \text{ mm}^2$  cuando se encuentra en contacto con las fases. Sin embargo, el error decae rápidamente al incrementar la distancia con las fases, estabilizándose en niveles inferiores al 1 %. En cualquier caso, también se observa cómo la diferencia es menor del 1 % a partir de distancias de 0.1 m en prácticamente todos los casos. No obstante, como se detallará en capítulos posteriores, la separación fase-lazo se verá siempre limitada a fin de evitar los efectos adversos que las pérdidas inducidas en los lazos pueden tener sobre la capacidad de transporte de la línea, lo que reduce drásticamente la posible influencia del efecto proximidad. Por tanto parece quedar claro que, excepto en condiciones de contacto mutuo con secciones elevadas, el efecto proximidad entre fases y lazo puede despreciarse a la hora de calcular la mitigación del campo magnético obtenida mediante esta técnica.



**Figura 3.2.** Error, para distintas secciones de lazo, entre el cálculo del campo magnético mitigado a 1 m sobre el suelo por aplicación de Biot-Savart y el obtenido por elementos finitos en función de la separación fase-lazo  $d$ .

### 3.3. Mitigación con lazos pasivos independientes no compensados

Para poder calcular la eficiencia mitigadora de los lazos pasivos no compensados es necesario determinar las expresiones que permitan obtener la corriente inducida en los mismos, la cual es la causante del efecto mitigador del lazo, para lo que se analizarán distintas configuraciones de lazo, a partir de las cuales se obtendrán expresiones

generales que permitan determinar la corriente inducida en cada tipo de lazo propuesto. Se considerará un sistema como el de la figura 3.3, compuesto por una línea de  $m$  conductores de fase ( $m = 3$  en la figura), enterrados en una zanja a una profundidad  $d_p$  en las posiciones  $p_1(x_{p1}, y_{p1}), p_2(x_{p2}, y_{p2}), \dots, p_m(x_{pm}, y_{pm})$ , y por los que circulan las corrientes senoidales de valores eficaces  $I_{p1}, I_{p2}, \dots, I_{pm}$ . Sean también  $n$  lazos independientes no compensados ( $i = 1, \dots, n$ ) por los que circulan las intensidades  $I_1, I_2, \dots, I_n$ . Los conductores longitudinales de un lazo genérico  $i$  están situados en las posiciones  $i_1(x_{i1}, y_{i1}), i_2(x_{i2}, y_{i2})$  (figura 3.3 para  $m = 3$ ). La zanja tiene una anchura  $w_t$  y una profundidad máxima  $d_t$ .

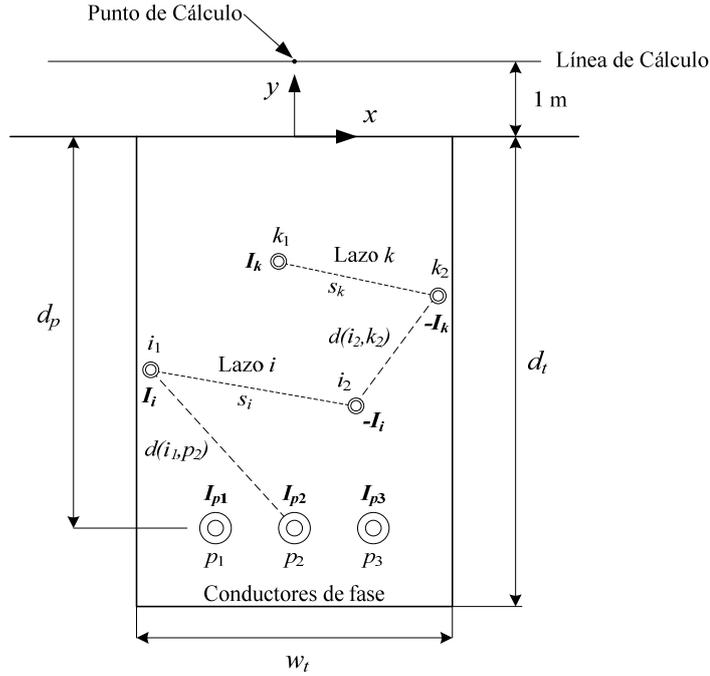


Figura 3.3. Conductores de línea enterrados y lazos de mitigación.

De forma genérica, y por aplicación de la ley de Ohm, la corriente inducida en el lazo  $i$  por el flujo concatenado por el mismo vendrá dada por [2]

$$I_i = \frac{V_{ii}'}{R_i' + jX_i'} \quad (3.8)$$

$$V_{ii}' = -j\omega\phi_i' \quad (3.9)$$

siendo<sup>2</sup>

- $\omega$  : Pulsación de la red (rad/s)
- $V_{ii}'$  : Fuerza electromotriz inducida en el lazo  $i$  por unidad de longitud (V/m).
- $\phi_i'$  : Flujo externo concatenado por el lazo  $i$  por unidad de longitud (Wb/m).
- $R_i'$  : Resistencia del lazo  $i$  por unidad de longitud ( $\Omega/m$ ).
- $X_i'$  : Inductancia propia del lazo  $i$  por unidad de longitud ( $\Omega/m$ ).

Para el cálculo de los términos de impedancias propias y mutuas que puedan aparecer en el análisis de los lazos, se hará uso de las expresiones generales de la inductancia propia

<sup>2</sup> Magnitudes por unidad de longitud representadas por un apóstrofo.

de un conductor cualquiera  $c_i$  y mutua respecto a otro conductor  $c_j$  a una distancia genérica  $D$ , las cuales son ya ampliamente conocidas [1-3]:

$$X'_{cii} = \omega \frac{\mu_o}{2\pi} \ln \frac{D}{rgm_{ci}} \quad (3.10)$$

$$X'_{cij} = \omega \frac{\mu_o}{2\pi} \ln \frac{D}{d(c_i, c_j)} \quad (3.11)$$

siendo

- $\mu_o$ : Permeabilidad magnética del vacío.
- $rgm_{ci}$ : Radio geométrico medio del conductor  $c_i$ .
- $d(c_i, c_j)$ : Distancia de separación entre los conductores  $c_i$  y  $c_j$ .

A partir de (3.9) y (3.11) es fácil obtener la expresión de la tensión inducida en un conductor  $c_i$  por las corrientes de los  $m$  conductores de fase [2], la cual viene dada por

$$V'_{ci} = -j\omega \frac{\mu_o}{2\pi} \sum_{f=1, \dots, m} \ln \frac{D}{d(c_i, p_f)} I_{pf} \quad (3.12)$$

donde  $d(c_i, p_f)$  es la distancia de la fase  $p_f$  al conductor  $c_i$ .

Por otro lado, la eficiencia mitigadora de las configuraciones que serán analizadas se medirá en términos del Factor de Reducción ( $FR$ ), definido como la relación entre el campo magnético resultante en un punto cuando no hay mitigación ( $\vec{B}_p$ ) y el campo magnético finalmente mitigado en dicho punto ( $\vec{B}_t$ ), siendo este último la suma del campo magnético generado por las fases ( $\vec{B}_p$ ) y por los lazos de mitigación ( $\vec{B}_l$ ).

$$FR(x, y) = \frac{|\vec{B}_p(x, y)|}{|\vec{B}_t(x, y)|} = \frac{|\vec{B}_p(x, y)|}{|\vec{B}_p(x, y) + \vec{B}_l(x, y)|} \quad (3.13)$$

Esta variable es siempre mayor de cero, siendo mayor la eficiencia proporcionada por el sistema de mitigación cuanto mayor sea el los valor de la variable  $FR$ .

Con la ayuda de todas estas relaciones, a continuación se obtendrán las expresiones generales que determinan el valor de la corriente inducida en los lazos de compensación a partir del estudio de casos más sencillos.

### 3.3.1. Caso de un lazo no compensado

Como primer caso se estudiará la opción más sencilla: un único lazo no compensado constituido por dos conductores ( $c_1$  y  $c_2$ ). Para ello se analizará su circuito equivalente (figura 3.4) en función de las características propias del conductor empleado y las tensiones inducidas en los mismos ( $V'_{c1}$ ,  $V'_{c2}$ ) por las corrientes que recorren una línea trifásica ( $I_{p1}$ ,  $I_{p2}$  e  $I_{p3}$ ).

Para cada conductor se tienen las siguientes magnitudes por unidad de longitud:

- $R'_{c1}$  y  $R'_{c2}$ : Resistencias de cada conductor.
- $X'_{c11}$  y  $X'_{c22}$ : Inductancias propias de cada conductor.
- $X'_{c12}$ : Inductancia mutua entre ambos conductores.
- $V'_{c1}$  y  $V'_{c2}$ : Tensión inducida por las fases en cada conductor.

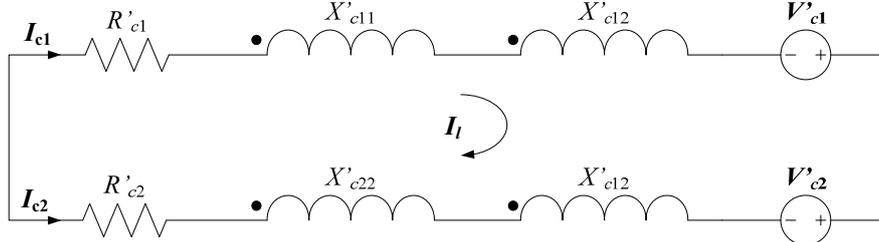


Figura 3.4. Circuito equivalente de un lazo pasivo no compensado.

Analizando el circuito se obtiene la siguiente ecuación

$$R'_{c1} I_{c1} + jX'_{c11} I_{c1} + jX'_{c12} I_{c2} - V'_{c1} = R'_{c2} I_{c2} + jX'_{c22} I_{c2} + jX'_{c12} I_{c1} - V'_{c2} \quad (3.14)$$

Dado que  $I_{c1} = -I_{c2} = I_l$  y que ambos conductores son habitualmente iguales ( $R'_{c1} = R'_{c2}$  y  $X'_{c11} = X'_{c22}$ ), se tiene que

$$V'_{c1} - V'_{c2} = 2(R'_{c1} + jX'_{c11} - jX'_{c12}) I_l \quad (3.15)$$

Esta ecuación puede expresarse de forma análoga a la ley de Ohm como

$$V'_l = Z'_l I_l \quad (3.16)$$

con

$$V'_l = V'_{c1} - V'_{c2} \quad (3.17)$$

$$Z'_l = 2(R'_{c1} + jX'_{c11} - jX'_{c12}) \quad (3.18)$$

siendo  $V'_l$  la tensión inducida en el lazo y  $Z'_l$  la impedancia propia del lazo. Dado que los conductores son iguales, también se cumple que  $rgm_{c1} = rgm_{c2} = rgm$ , por lo que si expresamos la ecuación (3.18) en función de las relaciones (3.10) y (3.11), se obtiene que la impedancia propia del lazo puede calcularse como

$$Z'_l = 2 \left( R'_{c1} + j\omega \frac{\mu_o}{2\pi} \ln \frac{D}{rgm} - j\omega \frac{\mu_o}{2\pi} \ln \frac{D}{d(c_1, c_2)} \right) = 2R'_{c1} + j\omega \frac{\mu_o}{\pi} \ln \frac{d(c_1, c_2)}{rgm} \quad (3.19)$$

donde  $d(c_1, c_2)$  es la distancia entre los dos conductores que forman el lazo, es decir su ancho. Si generalizamos para un lazo  $i$  cualquiera y denominamos  $s_i$  a la anchura de dicho lazo (figura 3.3), la expresión (3.19) quedaría como

$$Z'_{li} = 2R'_{ci} + j\omega \frac{\mu_o}{\pi} \ln \frac{s_i}{rgm_{ci}}, \quad \text{para } i = 1, \dots, n \quad (3.20)$$

Por otro lado, la tensión inducida en el lazo  $V'_l$  puede formularse de la siguiente manera considerando la relación (3.12)

$$V'_l = V'_{c1} - V'_{c2} = -j\omega \frac{\mu_o}{2\pi} \left( \ln \frac{d(c_2, p_1)}{d(c_1, p_1)} \mathbf{I}_{p1} + \ln \frac{d(c_2, p_2)}{d(c_1, p_2)} \mathbf{I}_{p2} + \ln \frac{d(c_2, p_3)}{d(c_1, p_3)} \mathbf{I}_{p3} \right) = \quad (3.21)$$

$$= -(jX'_{lp1} \mathbf{I}_{p1} + jX'_{lp2} \mathbf{I}_{p2} + jX'_{lp3} \mathbf{I}_{p3})$$

siendo  $d(c_1, p_1)$ ,  $d(c_2, p_1)$ , ...,  $d(c_2, p_3)$  las distancias de cada uno de los conductores que forman el lazo a cada una de las fases. Esta ecuación puede expresarse en forma matricial como

$$V'_l = -[jX'_{lp1} \quad jX'_{lp2} \quad jX'_{lp3}] \cdot \begin{bmatrix} \mathbf{I}_{p1} \\ \mathbf{I}_{p2} \\ \mathbf{I}_{p3} \end{bmatrix} = -Z'_{lp} \mathbf{I}_p \quad (3.22)$$

donde  $Z'_{lp}$  es el vector de impedancias mutuas entre fases y lazo por unidad de longitud, e  $\mathbf{I}_p$  el vector de corrientes de fase. Asimismo, las inductancias mutuas  $X'_{lp1}$ ,  $X'_{lp2}$  y  $X'_{lp3}$  pueden expresarse de forma genérica para un lazo  $i$  como

$$X'_{lpf} = \omega \frac{\mu_o}{2\pi} \ln \frac{d(i_2, p_f)}{d(i_1, p_f)}, \quad \text{para } f = 1, \dots, m \quad (3.23)$$

siendo  $d(i_1, p_f)$  y  $d(i_2, p_f)$  las distancias de cada uno de los conductores ( $i_1$  e  $i_2$ ) que forman el lazo  $i$  a cada una de las fases existentes  $p_f$  (figura 3.3).

Finalmente, sustituyendo la expresión (3.22) en la expresión (3.16) se tendría que

$$-Z'_{lp} \mathbf{I}_p = Z'_l \mathbf{I}_l \quad (3.24)$$

de donde se puede despejar la siguiente expresión para la obtención de la corriente inducida en el lazo

$$\mathbf{I}_l = -\frac{Z'_{lp} \mathbf{I}_p}{Z'_l} \quad (3.25)$$

De esta manera, la corriente inducida en un único lazo  $\mathbf{I}_l$  puede determinarse directamente a partir del valor de la impedancia propia del lazo  $Z'_l$  (expresión (3.20)), el vector de impedancias mutuas del lazo con cada fase por  $Z'_{lp}$  (expresión (3.23)) y el vector de corrientes de fase  $\mathbf{I}_p$ .

### 3.3.2. Caso de dos lazos independientes no compensados

En base a las expresiones determinadas en el apartado anterior y aplicando la misma metodología, a continuación se determinarán las mismas expresiones para el caso de cuatro conductores ( $c_1$ ,  $c_2$ ,  $c_3$  y  $c_4$ ) que constituyen dos lazos pasivos independientes no compensados. Para ello se analizará su circuito equivalente (figura 3.5) en función de las características propias de los conductores empleados en cada lazo y las tensiones inducidas en los mismos ( $V'_{c1}$ ,  $V'_{c2}$ ,  $V'_{c3}$ ,  $V'_{c4}$ ) por las corrientes que recorren una línea trifásica ( $\mathbf{I}_{p1}$ ,  $\mathbf{I}_{p2}$  e  $\mathbf{I}_{p3}$ ).

Analizando el circuito y teniendo en cuenta que  $I_{c1} = -I_{c2} = I_1$  e  $I_{c3} = -I_{c4} = I_2$ , y suponiendo que los cuatro conductores de ambos lazos son iguales ( $R'_{c1} = R'_{c2} = R'_{c3} = R'_{c4}$  y  $X'_{c11} = X'_{c22} = X'_{c33} = X'_{c44}$ ) se obtienen las siguientes ecuaciones para cada lazo

$$V'_{c1} - V'_{c2} = 2(R'_{c1} + jX'_{c11} - jX'_{c12})I_1 + (jX'_{c13} - jX'_{c14} - jX'_{c23} + jX'_{c24})I_2 \quad (3.26)$$

$$V'_{c3} - V'_{c4} = 2(R'_{c1} + jX'_{c11} - jX'_{c34})I_2 + (jX'_{c13} - jX'_{c14} - jX'_{c23} + jX'_{c24})I_1 \quad (3.27)$$

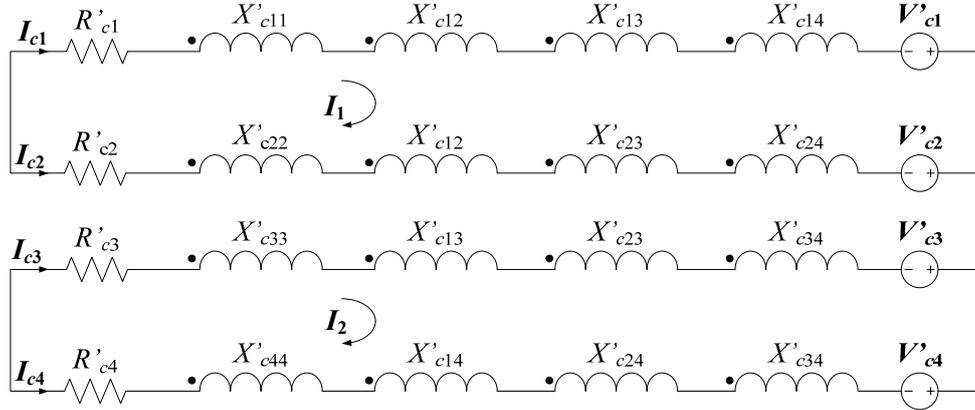


Figura 3.5. Circuito equivalente de dos lazos pasivos independientes no compensados.

Las ecuaciones (3.26) y (3.27) pueden expresarse matricialmente como

$$\begin{bmatrix} V'_{11} \\ V'_{12} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z'_{11} & Z'_{112} \\ Z'_{112} & Z'_{12} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_1 \\ I_2 \end{bmatrix} = Z'_l I_l \quad (3.28)$$

con  $V'_{11} = V'_{c1} - V'_{c2}$  y  $V'_{12} = V'_{c3} - V'_{c4}$ . A diferencia del apartado anterior,  $Z'_l$  representa ahora una matriz simétrica de impedancias de lazos por unidad de longitud, incluyendo impedancias propias y mutuas de los lazos. Dado que los cuatro conductores son iguales, se cumple que  $rgm_{c1} = rgm_{c2} = rgm_{c3} = rgm_{c4} = rgm$ , por lo que cada uno de los términos de  $Z'_l$  pueden expresarse de la siguiente forma en función de las relaciones (3.10) y (3.11)

$$Z'_{11} = 2(R'_{c1} + jX'_{c11} - jX'_{c12}) = 2R'_{c1} + j\omega \frac{\mu_o}{\pi} \ln \frac{s_1}{rgm} \quad (3.29)$$

$$Z'_{12} = 2(R'_{c1} + jX'_{c11} - jX'_{c34}) = 2R'_{c1} + j\omega \frac{\mu_o}{\pi} \ln \frac{s_2}{rgm} \quad (3.30)$$

$$Z'_{112} = jX'_{c13} - jX'_{c14} - jX'_{c23} + jX'_{c24} = j\omega \frac{\mu_o}{2\pi} \ln \frac{d(c_1, c_4) \cdot d(c_2, c_3)}{d(c_1, c_3) \cdot d(c_2, c_4)} \quad (3.31)$$

donde

- $Z'_{11}$  y  $Z'_{12}$  son las impedancias propias por unidad de longitud de cada lazo.
- $Z'_{112}$  la impedancia mutua por unidad de longitud entre ambos lazos.
- $s_1$  y  $s_2$  la anchura de cada lazo.
- $d(c_2, c_3)$ ,  $d(c_2, c_4)$ ,  $d(c_1, c_3)$  y  $d(c_1, c_4)$  las distancias entre los distintos conductores que forman los dos lazos.

Las expresiones de la impedancia propia de cada lazo (3.29) y (3.30) pueden expresarse de forma general mediante la misma relación (3.20) determinada en el apartado anterior. Sin embargo, la existencia de dos lazos introduce un nuevo término de impedancia mutua entre ambos lazos ( $Z'_{l12}$ ), definida por la relación (3.31). Dicha expresión puede representarse para el caso general de dos lazos cualesquiera  $i$  y  $k$  como (figura 3.3)

$$Z'_{ik} = j\omega \frac{\mu_o}{2\pi} \ln \frac{d(i_1, k_2)d(i_2, k_1)}{d(i_1, k_1)d(i_2, k_2)}, \quad \text{para } i, k = 1, \dots, n, \quad i \neq k \quad (3.32)$$

Por otro lado, considerando la expresión (3.12), las tensiones  $V'_{l1}$  y  $V'_{l2}$  inducidas en cada lazo pueden expresarse de la siguiente manera

$$V'_{l1} = V'_{c1} - V'_{c2} = -j\omega \frac{\mu_o}{2\pi} \left( \ln \frac{d(c_2, p_1)}{d(c_1, p_1)} \mathbf{I}_{p1} + \ln \frac{d(c_2, p_2)}{d(c_1, p_2)} \mathbf{I}_{p2} + \ln \frac{d(c_2, p_3)}{d(c_1, p_3)} \mathbf{I}_{p3} \right) \quad (3.33)$$

$$V'_{l2} = V'_{c3} - V'_{c4} = -j\omega \frac{\mu_o}{2\pi} \left( \ln \frac{d(c_4, p_1)}{d(c_3, p_1)} \mathbf{I}_{p1} + \ln \frac{d(c_4, p_2)}{d(c_3, p_2)} \mathbf{I}_{p2} + \ln \frac{d(c_4, p_3)}{d(c_3, p_3)} \mathbf{I}_{p3} \right) \quad (3.34)$$

siendo  $d(c_1, p_1), d(c_2, p_1), \dots, d(c_4, p_3)$  las distancias de cada uno de los conductores que forman cada lazo ( $c_1, c_2, c_3$  y  $c_4$ ) a cada una de las fases ( $p_1, p_2$  y  $p_3$ ). Estas ecuaciones pueden expresarse nuevamente en forma matricial como

$$\begin{bmatrix} V'_{l1} \\ V'_{l2} \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} jX'_{l1p1} & jX'_{l1p2} & jX'_{l1p3} \\ jX'_{l2p1} & jX'_{l2p2} & jX'_{l2p3} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \mathbf{I}_{p1} \\ \mathbf{I}_{p2} \\ \mathbf{I}_{p3} \end{bmatrix} = -Z'_{lp} \mathbf{I}_p \quad (3.35)$$

donde  $Z'_{lp}$  es la matriz de impedancias mutuas entre fases y lazos por unidad de longitud, e  $\mathbf{I}_p$  el vector de corrientes de fase. Las inductancias mutuas de cada lazo con las fases ( $X'_{l1p1}, X'_{l1p2}, \dots, X'_{l2p3}$ ) pueden expresarse de forma genérica para un lazo  $i$  mediante la misma expresión (3.23) determinada en el apartado anterior.

Finalmente, se comprueba que sustituyendo (3.35) en (3.28) se obtiene la siguiente relación fundamental para el cálculo de las corrientes inducidas en los lazos

$$\mathbf{I}_l = -(Z'_l)^{-1} Z'_{lp} \mathbf{I}_p \quad (3.36)$$

expresión similar a la (3.25) determinada en el apartado anterior, salvo que en esta ocasión  $Z'_l$  es una matriz.

### 3.3.3. Caso de $n$ lazos independientes no compensados

Los resultados obtenidos en los apartados anteriores son válidos para el caso general de  $n$  lazos pasivos independientes instalados para mitigar un sistema de  $m$  fases enterradas (figura 3.3 con  $m = 3$ ). De esta forma, las corrientes inducidas en los  $n$  lazos pueden determinarse mediante la expresión (3.36). Además,  $Z'_l$  tendrá unas dimensiones  $n \times n$  en función del número de lazos considerados, incluyendo impedancias propias y mutuas entre los lazos, las cuales se determinarían mediante las expresiones (3.20) y (3.32). Asimismo, la matriz de impedancias mutuas entre fases y lazos  $Z'_{lp}$  tendrá dimensiones

$n \times m$ , cuyos términos vendrán dados por la relación (3.23) desarrollada en el apartado 3.3.1.

Finalmente, conocida la corriente inducida en cada lazo, las componentes  $B_x$  y  $B_y$  del campo magnético que genera cada uno de ellos en un punto pueden calcularse mediante las expresiones (3.6) y (3.7) obtenidas en el apartado 3.2. Con ellas es posible determinar el campo finalmente mitigado  $\vec{B}_t$  como la suma vectorial del campo generado por los  $m$  conductores de fase y los  $n$  lazos en el punto de cálculo, de la forma

$$\vec{B}_t = \sum_{i=1, \dots, n} \vec{B}_{l_i} + \sum_{f=1, \dots, m} \vec{B}_{p_f} \quad (3.37)$$

siendo  $\vec{B}_{l_i}$  el campo generado por el lazo  $i$  y  $\vec{B}_{p_f}$  el campo generado por la fase  $p_f$  en dicho punto.

### 3.3.4. Análisis paramétrico para un caso particular

Mediante las expresiones desarrolladas anteriormente se analizará la eficiencia mitigadora de los lazos pasivos no compensados. Para ello se estudiará un caso particular en el que, por sencillez, se emplearán lazos con configuraciones simétricas y horizontales, comparando los resultados de mitigación alcanzados con distintas geometrías de lazos. Asimismo, se realizará un estudio paramétrico de los principales factores que influyen en su eficiencia mitigadora, analizando sus efectos en geometrías similares de lazos.

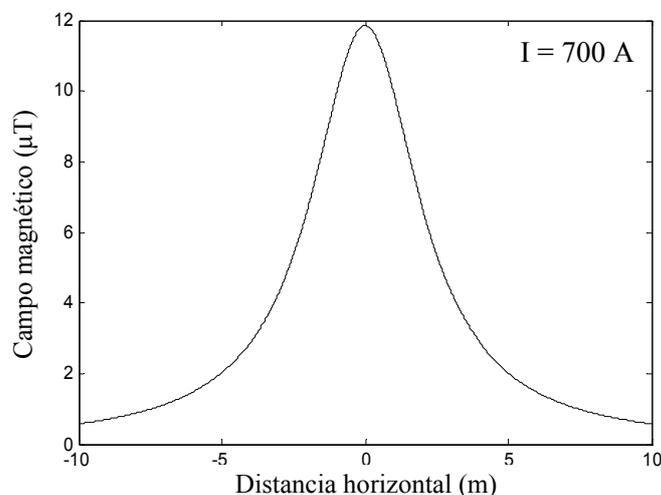


Figura 3.6. Campo generado por el tendido a 1 m sobre el suelo.

Las distintas configuraciones de lazos se aplicarán a un sistema como el de la figura 3.3, particularizado para el caso de una línea trifásica de 132 kV realizada con conductores de cobre de  $630 \text{ mm}^2$ , por los cuales circulan tres corrientes ( $I_{p1}$ ,  $I_{p2}$  e  $I_{p3}$ ) de 700 A de valor eficaz. El tendido se realiza a una profundidad  $d_p = 1.25 \text{ m}$ , con una separación entre fases de  $0.25 \text{ m}$ , en una zanja de anchura  $w_t = 1 \text{ m}$  y de profundidad máxima  $d_t = 1.5 \text{ m}$ . En estas condiciones, el campo generado por la línea a 1 m sobre la superficie del terreno (línea de cálculo) se muestra en la figura 3.6. Se observa cómo existe un máximo de campo magnético de  $12 \text{ μT}$  justo encima del tendido (punto de cálculo), decayendo rápidamente con las distancia al eje del mismo. A este sistema se le aplicarán

métodos de mitigación basados en un único lazo y dos lazos pasivos independientes no compensados, comprobando la reducción alcanzada por cada uno de ellos y analizando los parámetros que influyen en su eficiencia.

### 3.3.4.1. Un lazo pasivo no compensado

Sobre el sistema de la figura 3.3 se ha añadido un lazo pasivo no compensado constituido por dos conductores situados simétricamente respecto al eje del tendido (figura 3.7). Para esta configuración se analizará la mitigación alcanzada a una altura de 1 m sobre la superficie del tendido (línea de cálculo) y en un punto del eje del tendido situado a esa misma altura (punto de cálculo).

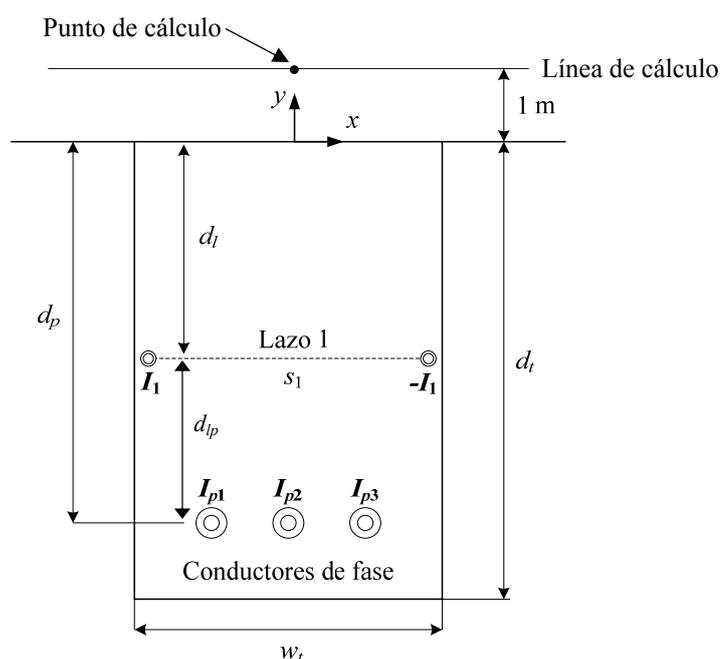


Figura 3.7. Instalación de un lazo pasivo junto a tendido trifásico enterrado.

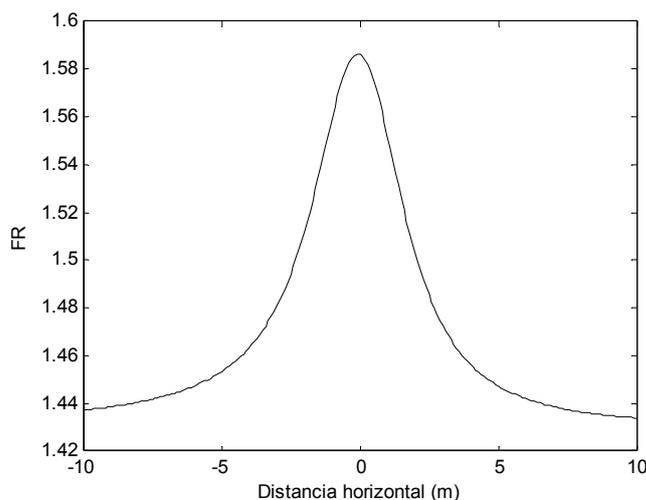
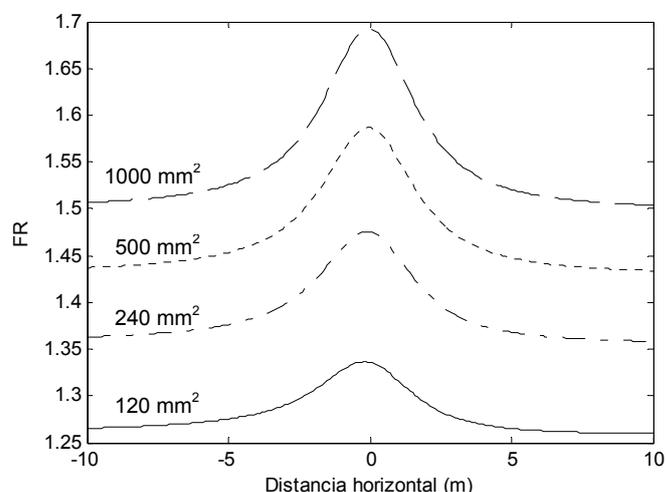


Figura 3.8. Reducción alcanzada a 1 m sobre el suelo mediante un único lazo no compensado.

Para un ancho de lazo  $s_1 = 75$  cm, realizado con conductor de cobre de  $500 \text{ mm}^2$  de sección y situado a una profundidad  $d_l = 1$  m, la reducción producida a 1 m sobre el suelo se muestra en la figura 3.8. Se observa un perfil de reducción bastante uniforme,

con un valor máximo de 1.58 justo en el eje del tendido, decreciendo con la distancia horizontal a niveles de 1.44 a unos 10 m del eje.

Sin embargo, la efectividad de esta configuración depende fuertemente de tres parámetros: profundidad de instalación del lazo, anchura del lazo y resistencia del conductor empleado (sección). Por ejemplo, para la misma configuración de lazo anterior ( $s_l = 75$  cm y  $d_l = 1$  m), la figura 3.9 muestra los distintos perfiles de reducción alcanzados para cuatro secciones distintas de conductor de lazo (parámetros de conductores en tabla 3.1). Se comprueba cómo, a mayor sección de conductor de lazo (y por tanto menor resistencia de lazo), mayor es el nivel de reducción alcanzado. No obstante, para esta configuración de lazo en particular, también se observa que al pasar de un conductor de  $120 \text{ mm}^2$  a uno de  $1000 \text{ mm}^2$  no se obtiene una mejora realmente sustancial en la mitigación (se pasa de reducciones máximas de 1.32 a 1.7), mientras que este cambio supondría un gran incremento sobre los costes de adquisición del material.



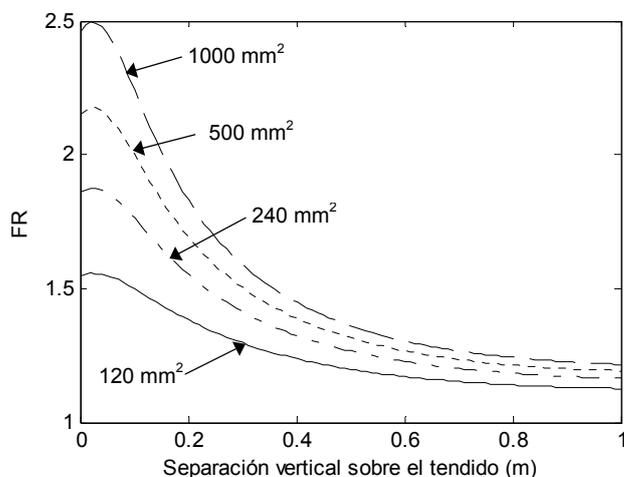
**Figura 3.9.** Reducción alcanzada a 1 m sobre el suelo con distintas secciones de un lazo de 75 cm de ancho y enterrado a 1 m de profundidad.

**Tabla 3.1.** Parámetros de los conductores de cobre empleados.

Parámetros	Sección ( $\text{mm}^2$ )			
	1000	500	240	120
Diámetro externo (mm)	58	36	26	19
rgm (mm)	14.8	10.3	7.2	5.06
Resistencia AC ( $\Omega/\text{km}$ ) a $20^\circ\text{C}$	0.0216	0.0366	0.0755	0.1531

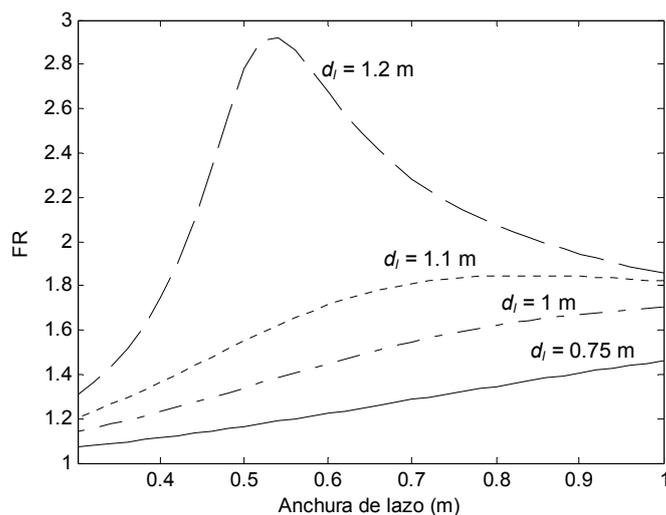
Por otro lado, la profundidad de instalación del lazo, o lo que es lo mismo, la separación vertical entre lazo y tendido ( $d_{lp}$ ), también influye notablemente en la eficiencia proporcionada por el lazo. En este sentido, la figura 3.10 muestra la reducción alcanzada en el punto de cálculo en función de dicho parámetro, considerando un ancho fijo de lazo de 75 cm y distintas secciones de lazo. De dicha figura se concluye que, en general, reducir la separación vertical entre el lazo y las fases mejora la mitigación, observándose cómo el valor máximo de mitigación se alcanza cuando el lazo se sitúa ligeramente por encima del nivel de instalación del tendido (separación vertical próxima a 0), valor a partir del cual se reduce rápidamente la mitigación. Asimismo, la figura 3.10 muestra de nuevo cómo los valores máximos de mitigación se alcanzan con los conductores de mayor sección, tal y como se concluyó anteriormente. Sin embargo, también se observa cómo el incremento en la sección del lazo tiene un mayor efecto

cuanto más próximo se encuentre éste de los conductores de fase. En consecuencia parece que incrementar la sección y la profundidad de instalación del lazo permitiría alcanzar los mayores niveles de reducción.



**Figura 3.10.** Reducción alcanzada en el punto de cálculo en función de la separación vertical lazo-tendido  $d_{lp}$  y la sección del conductor (ancho de lazo de 75 cm).

En cuanto a la influencia del ancho del lazo sobre los niveles de reducción, la figura 3.11 muestra algunos resultados interesantes. En ella se ha representado la evolución de la mitigación obtenida en el punto de cálculo para cuatro niveles distintos de profundidad ( $d_l$ ) de un lazo de 500 mm<sup>2</sup> de sección. Como se puede observar, incrementar la anchura del lazo mejora el rendimiento del mismo. Sin embargo, cuando el lazo se instala a una profundidad próxima a la del tendido (curva de 1.2 m de profundidad), el incremento en la eficiencia es mucho mayor, existiendo incluso una anchura óptima que maximiza la reducción alcanzada. En el caso del ejemplo analizado, la anchura óptima a una profundidad de 1.2 m es de 0.55 m, valor muy próximo al ancho total del tendido (0.5 m).



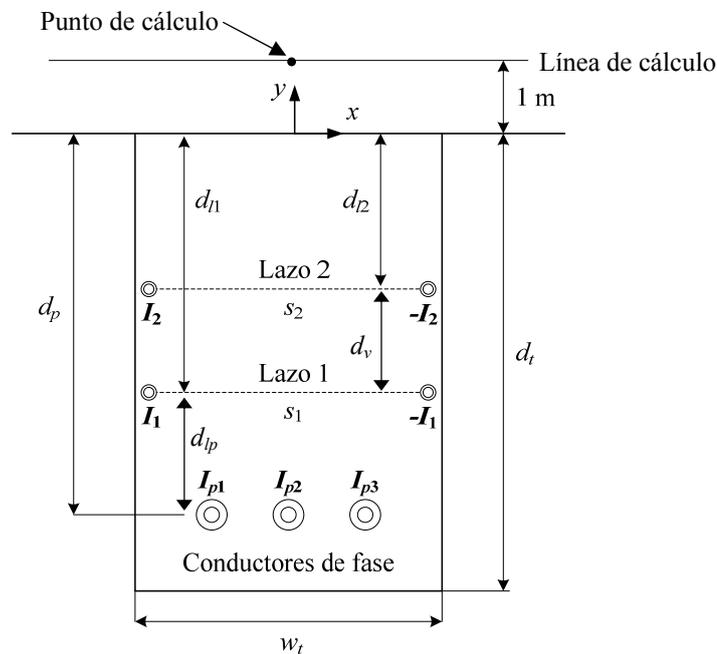
**Figura 3.11.** Reducción alcanzada en el punto de cálculo en función del ancho del lazo y su profundidad de instalación (lazo de 500 mm<sup>2</sup> de sección).

Por tanto, de los análisis realizados se desprende que, para obtener los mejores resultados de mitigación justo por encima del tendido, la configuración óptima de un único lazo no compensado es aquella que, con la mayor sección de conductor posible,

tenga una anchura próxima a la del tendido y se sitúe ligeramente por encima de este. Sin embargo, como se verá en capítulos posteriores, una configuración simétrica de lazo como la considerada no suele ser la óptima cuando se pretende optimizar la reducción en otros puntos localizados a cierta distancia del eje del tendido. En cualquier caso, como se ha podido observar los niveles de mitigación que presenta esta configuración son reducidos (con máximos del orden de 3), lo que hace que esta configuración sólo sea interesante cuando no se requieran reducciones drásticas del campo magnético.

### 3.3.4.2. Dos lazos pasivos no compensados

Mejores resultados de mitigación pueden alcanzarse en el ejemplo de la figura 3.7 mediante la instalación de un mayor número de lazos pasivos no compensados independientes. Para analizar esta situación se comentará el caso más sencillo posible, correspondiente a la instalación de dos lazos independientes horizontales y simétricos, como se muestra en la figura 3.12.

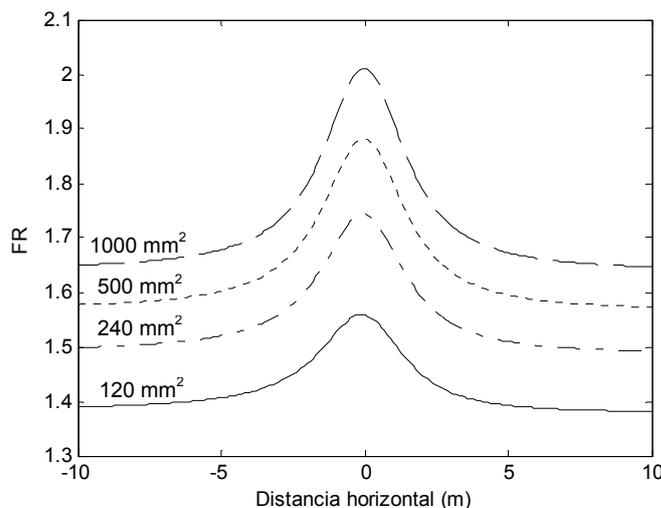


**Figura 3.12.** Instalación de dos lazos pasivos independientes junto a tendido trifásico enterrado.

En esta ocasión, al emplearse dos lazos existen más parámetros que afectan a los niveles de mitigación: resistencia del conductor empleado (sección), profundidad de instalación de los lazos  $d_{11}$  y  $d_{12}$  (o lo que es lo mismo, separación vertical respecto al tendido), anchura de lazos  $s_1$  y  $s_2$ , y separación vertical entre los dos lazos  $d_v$ . Al igual que en el caso anterior, se analizará la mitigación alcanzada a una altura de 1 m sobre la superficie del tendido (línea de cálculo) y en un punto del eje del tendido situado a esa misma altura (punto de cálculo).

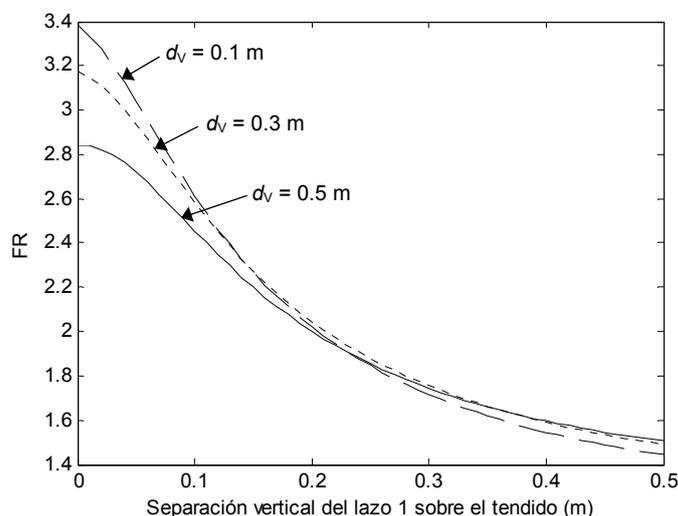
La figura 3.13 muestra la reducción alcanzada a 1 m sobre el suelo para distintas secciones de lazos. Para ello se ha empleado una configuración de dos lazos simétricos de 75 cm de ancho enterrados a 1 m y 0.8 m respectivamente. Como se puede apreciar, el perfil de reducción es similar al del caso anterior, con un máximo sobre el eje del tendido (punto de cálculo). Además, al igual que ocurría con la configuración de un único lazo, el incremento en la sección de los lazos mejora los niveles de mitigación.

Sin embargo, la utilización de dos lazos permite obtener niveles de mitigación algo más elevados que en el caso de un único lazo.



**Figura 3.13.** Reducción alcanzada a 1 m sobre el suelo con distintas secciones de dos lazos de 75 cm de ancho y enterrados a 1 m y 0.8 m de profundidad respectivamente.

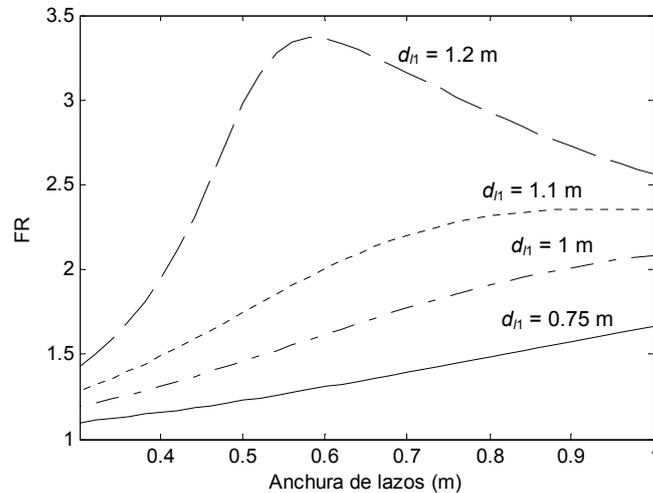
Por otro lado, la figura 3.14 muestra la reducción obtenida en el punto de cálculo con dos lazos de 500 mm<sup>2</sup> en función de la separación entre el lazo inferior (lazo 1) y el tendido ( $d_p$ ). En ella se puede apreciar cómo a medida que los lazos se instalan a una mayor profundidad, y por tanto se aproximan más al nivel de instalación del tendido, los niveles de mitigación son más elevados. En esta ocasión, los mejores resultados de mitigación se obtienen cuando el lazo inferior se instala a la misma profundidad del tendido (separación vertical igual a cero). Si además la separación entre ambos lazos ( $d_v$ ) es reducida, los niveles de mitigación se incrementan aún más.



**Figura 3.14.** Reducción en el punto de cálculo en función de la separación vertical lazo 1-tendido para tres separaciones distintas entre lazos (lazos de 75 cm de ancho y 500 mm<sup>2</sup> de sección).

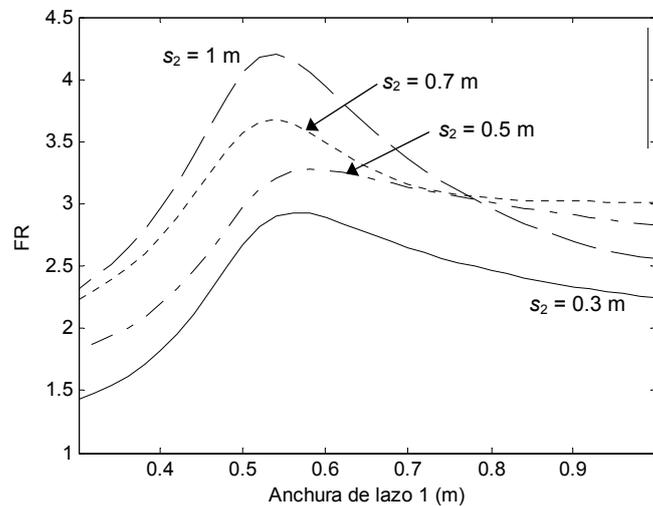
En cuanto a la influencia del ancho de los lazos en su eficiencia, la figura 3.15 muestra cómo es posible conseguir mejores niveles de reducción cuanto mayor sea la anchura de ambos lazos (curvas realizadas para dos lazos separados verticalmente 0.1 m y distintas profundidades de instalación del lazo inferior). Sin embargo, al igual que ocurría en el caso de un único lazo, cuando el lazo inferior está próximo al tendido (profundidad de

1.2 m) parece existir una anchura óptima con la que se alcanzan los mejores resultados, valor a partir del cual la eficiencia se reduce. En este caso la anchura óptima también ronda los 0.55 m como en el lazo único. Asimismo, la figura 3.15 también corrobora las conclusiones obtenidas de la figura 3.14 sobre la mayor eficiencia de los lazos cuanto mayor sea su profundidad de instalación, es decir, cercanos al tendido.



**Figura 3.15.** Reducción alcanzada en el punto de cálculo en función del ancho de ambos lazos para distintas profundidades del lazo inferior (sección de  $500 \text{ mm}^2$  y  $d_v = 0.1 \text{ m}$ ).

Sin embargo, dado que existen dos lazos, existe la posibilidad de emplear distintos anchos en cada uno de ellos, lo que permite alcanzar mejores niveles de reducción tal y como muestra la figura 3.16. En ella, donde se han considerado una profundidad y separación entre lazos fijas ( $d_{l1} = 1.2 \text{ m}$  y  $d_v = 0.1 \text{ m}$ ), se aprecia cómo afecta la anchura del lazo inferior (lazo 1) cuando se mantiene fija la del lazo superior (lazo 2).



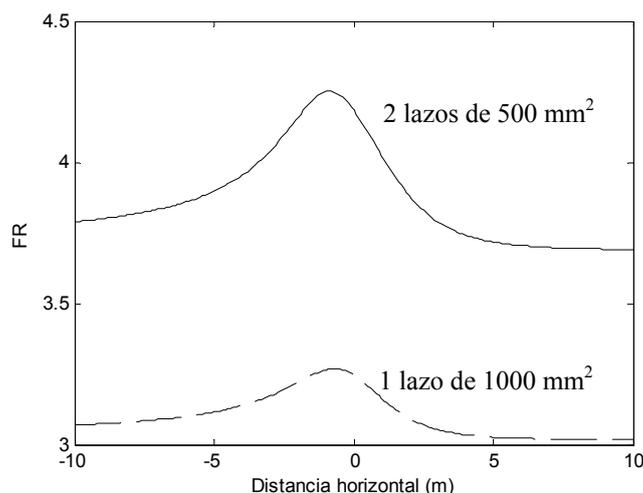
**Figura 3.16.** Reducción alcanzada en el punto de cálculo en función del ancho del lazo inferior para distintos anchos del lazo superior (sección de  $500 \text{ mm}^2$ ,  $d_{l1} = 1.2 \text{ m}$  y  $d_v = 0.1 \text{ m}$ ).

De su observación se desprenden dos resultados interesantes. Por una lado, tal y como se vio anteriormente, incrementar el ancho del lazo superior mejora la eficiencia mitigadora. Por otro lado se ve cómo, en general, para cada ancho del lazo superior existe siempre un ancho óptimo del lazo inferior con el que se consiguen los mejores niveles de reducción. En el caso concreto de la figura 3.16, ese ancho óptimo del lazo inferior es prácticamente el mismo para cualquier anchura del lazo superior

(aproximadamente 0.55 m), resultando un valor similar al observado anteriormente para una profundidad del lazo inferior próxima a la del tendido.

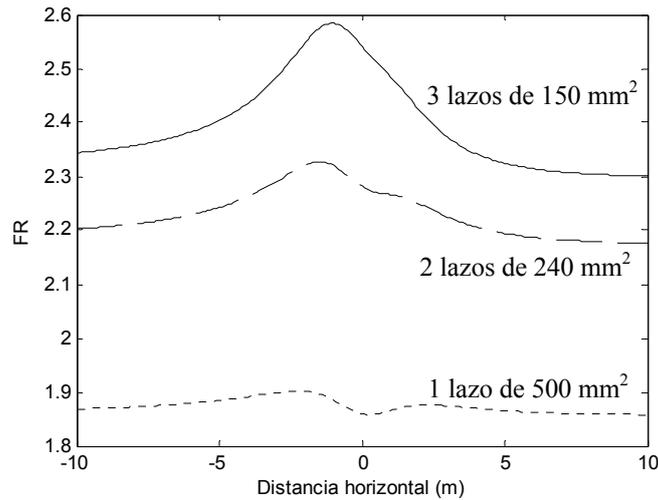
Por tanto, del estudio paramétrico realizado se desprende que la configuración de lazos que proporciona los mayores niveles de reducción es aquella en la que, utilizando una sección elevada de conductor, el lazo inferior se sitúa a una profundidad similar a la de las fases ( $d_{l1} = 1.2$  m), mientras que el lazo superior se sitúa ligeramente por encima ( $d_v = 0.1$  m). Asimismo, el ancho del lazo inferior será algo mayor que el del tendido ( $s_1 = 0.55$  m), mientras que el superior tendrá las dimensiones del ancho de la zanja ( $s_2 = 1$  m). Con esta configuración, realizada con conductores de cobre de  $500 \text{ mm}^2$ , se pueden alcanzar niveles de reducción del orden de 4.

Finalmente, si se comparan los perfiles de reducción de las configuraciones óptimas observadas para los casos de un único lazo y dos lazos no compensados, se obtienen las curvas de la figura 3.17. Dicha figura se ha realizado empleando en ambas configuraciones la misma cantidad de cobre (un lazo único de  $1000 \text{ mm}^2$  y dos lazos independientes de  $500 \text{ mm}^2$ ). Como se puede apreciar, para una misma masa de conductor la efectividad de dos lazos es sensiblemente mayor que la proporcionada por un único lazo (aproximadamente en un 32 %). Además de la mejora en la mitigación, la utilización de cuatro conductores de  $500 \text{ mm}^2$  en lugar de dos conductores de  $1000 \text{ mm}^2$  también podría ser económicamente más rentable.



**Figura 3.17.** Reducción alcanzada a 1 m sobre el suelo con un lazo de  $1000 \text{ mm}^2$  ( $d_l = 1.2$  m y  $s = 0.55$  m) y dos lazos de  $500 \text{ mm}^2$  ( $d_{l1} = 1.2$  m,  $d_v = 0.1$  m,  $s_1 = 0.55$  m y  $s_2 = 1$  m).

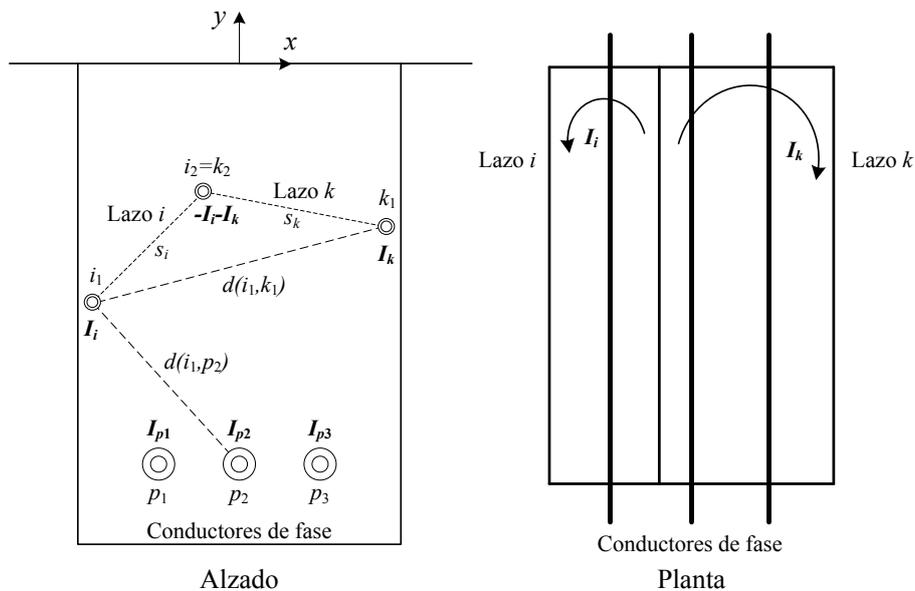
Estos resultados son extrapolables a un mayor número de lazos independientes. En este sentido, la figura 3.18 muestra los resultados para tres configuraciones distintas de lazos: un lazo, dos lazos y tres lazos independientes. En todos ellos se ha supuesto una anchura de 1 m. Por otro lado, en los casos de dos y tres lazos se ha considerado una separación entre lazos de 0.1 m. Asimismo, en todos los casos el lazo inferior está situado a una profundidad de 1.2 m. Para estas configuraciones, la gráfica representa los resultados de mitigación obtenidos para una misma masa aproximada de cobre (un lazo de  $500 \text{ mm}^2$ , 2 lazos de  $240 \text{ mm}^2$  y tres lazos de  $150 \text{ mm}^2$ ). Como se puede apreciar, la utilización de un mayor número de lazos mejora sensiblemente la mitigación alcanzada. En cualquier caso, habría que estudiar las configuraciones óptimas de cada caso para conocer realmente las diferencias existentes en sus eficiencias, aspecto que será tratado en detalle en el capítulo 4.



**Figura 3.18.** Reducción alcanzada a 1 m sobre el suelo con un lazo de 500 mm<sup>2</sup> ( $d_l = 1.2$  m y  $s = 1$  m), dos lazos de 240 mm<sup>2</sup> ( $d_{l1} = 1.2$  m,  $d_v = 0.1$  m,  $s_1 = s_2 = 1$  m) y tres lazos de 150 mm<sup>2</sup> ( $d_{l1} = 1.2$  m,  $d_v = 0.1$  m,  $s_1 = s_2 = s_3 = 1$  m).

### 3.4. Mitigación con lazos pasivos no compensados con conductor común

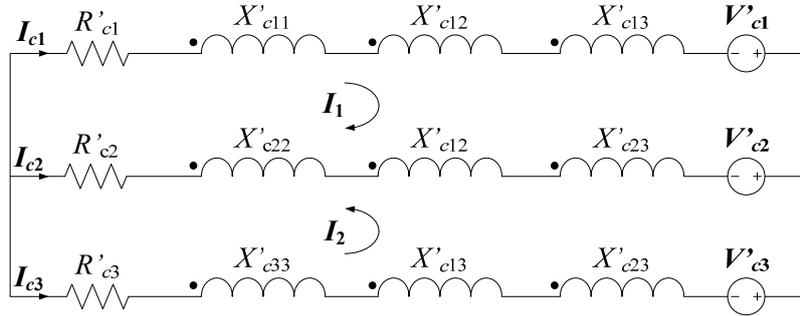
Otra configuración de lazos posible es aquella en la que varios conductores cortocircuitados en sus extremos se sitúan en las proximidades del tendido a mitigar (figura 3.19). Con dicha configuración se obtienen varios lazos, todos ellos con algún conductor en común con los demás. Existen estudios en los que se emplean este tipo de lazos [3,4]. El caso más sencillo es aquel en el que los conductores son instalados en configuración plana, es decir, todos los conductores se sitúan a la misma profundidad o altura respecto al tendido. Sin embargo, como se detallará en capítulos posteriores, es posible encontrar otras ubicaciones óptimas para cada conductor que proporcionen mayores niveles de mitigación.



**Figura 3.19.** Configuración de lazos pasivos con un conductor común.

Por aplicación de la misma metodología empleada en los apartados anteriores, es posible determinar las expresiones que permiten calcular la corriente inducida en cada lazo. Para ello partiremos de un caso sencillo compuesto por tres conductores

cortocircuitados en sus extremos ( $c_1$ ,  $c_2$  y  $c_3$ ). Esto proporciona dos lazos pasivos de compensación con un conductor en común (figura 3.19). El circuito equivalente de este esquema se muestra en la figura 3.20.



**Figura 3.20.** Circuito equivalente de dos lazos pasivos no compensados con un conductor común.

Analizando las dos mallas del circuito y teniendo en cuenta que las corrientes de los lazos cumplen que  $I_{c1} = I_1$ ,  $I_{c3} = I_2$  e  $I_{c2} = -I_1 - I_2$ , y suponiendo que los tres conductores de ambos lazos son iguales ( $R'_{c1} = R'_{c2} = R'_{c3}$  y  $X'_{c11} = X'_{c22} = X'_{c33}$ ), se obtienen las siguientes relaciones

$$V'_{c1} - V'_{c2} = 2(R'_{c1} + jX'_{c11} - jX'_{c12})I_1 + (R'_{c1} + jX'_{c11} + jX'_{c13} - jX'_{c12} - jX'_{c23})I_2 \quad (3.38)$$

$$V'_{c3} - V'_{c2} = 2(R'_{c1} + jX'_{c11} - jX'_{c23})I_2 + (R'_{c1} + jX'_{c11} + jX'_{c13} - jX'_{c12} - jX'_{c23})I_1 \quad (3.39)$$

Al igual que los casos anteriores, estas relaciones pueden expresarse de nuevo matricialmente mediante (3.28), siendo  $V'_{l1} = V'_{c1} - V'_{c2}$  y  $V'_{l2} = V'_{c3} - V'_{c2}$ . Dado que los conductores son iguales, se cumple que  $rgm_{c1} = rgm_{c2} = rgm_{c3} = rgm$ , por lo que cada uno de los términos de la matriz  $Z'_l$  puede expresarse de la siguiente forma en función de las expresiones (3.10) y (3.11)

$$Z'_{l1} = 2(R'_{c1} + jX'_{c11} - jX'_{c12}) = 2R'_{c1} + j\omega \frac{\mu_o}{\pi} \ln \frac{s_1}{rgm} \quad (3.40)$$

$$Z'_{l2} = 2(R'_{c1} + jX'_{c11} - jX'_{c23}) = 2R'_{c1} + j\omega \frac{\mu_o}{\pi} \ln \frac{s_2}{rgm} \quad (3.41)$$

$$Z'_{l12} = R'_{c1} + jX'_{c11} + jX'_{c13} - jX'_{c12} - jX'_{c23} = R'_{c1} + j\omega \frac{\mu_o}{2\pi} \ln \frac{d(c_1, c_2) \cdot d(c_2, c_3)}{d(c_1, c_3) \cdot rgm} \quad (3.42)$$

donde  $d(c_1, c_2)$  y  $d(c_2, c_3)$  son los anchos del lazo 1 y 2 respectivamente, y  $d(c_1, c_3)$  es la distancia entre los conductores no comunes de ambos lazos.

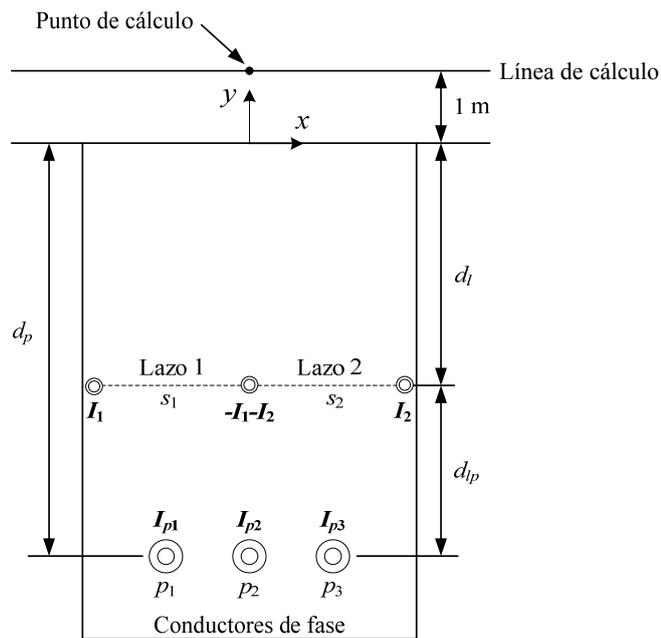
Como se puede observar, los términos de impedancias propias de cada lazo  $Z'_{l1}$  y  $Z'_{l2}$  siguen manteniendo la estructura dada por la expresión general (3.20) hallada para lazos independientes. Sin embargo, el término de impedancia mutua entre ambos lazos  $Z'_{l12}$  se ve modificado al disponer de un conductor común. Para el caso de dos lazos cualesquiera  $i$  y  $k$ , de anchura  $s_i$  y  $s_k$ , que dispongan de un conductor común (figura 3.19), la expresión general de la impedancia mutua entre ambos lazos, suponiendo todos los conductores de lazo iguales, sería

$$Z'_{lik} = R'_{ci} + j\omega \frac{\mu_0}{2\pi} \ln \frac{s_i \cdot s_k}{d(i_1, k_1) \cdot r_{gm}}, \quad \text{para } i, k = 1, \dots, n, i \neq k \quad (3.43)$$

siendo  $d(i_1, k_1)$  la distancia entre los conductores no comunes de ambos lazos. Por otro lado, considerando la expresión (3.12), las tensiones  $V'_{n1}$  y  $V'_{n2}$  inducidas en cada lazo pueden expresarse mediante una relación matricial similar a la (3.35) obtenida anteriormente. Finalmente, sustituyendo (3.35) en (3.28) se obtiene la misma expresión general (3.36) para la determinación de la corriente inducida en cada lazo. Dicha expresión es también válida para situaciones en las que  $n+1$  conductores cortocircuitados en sus extremos formen un conjunto de  $n$  lazos con conductores comunes.

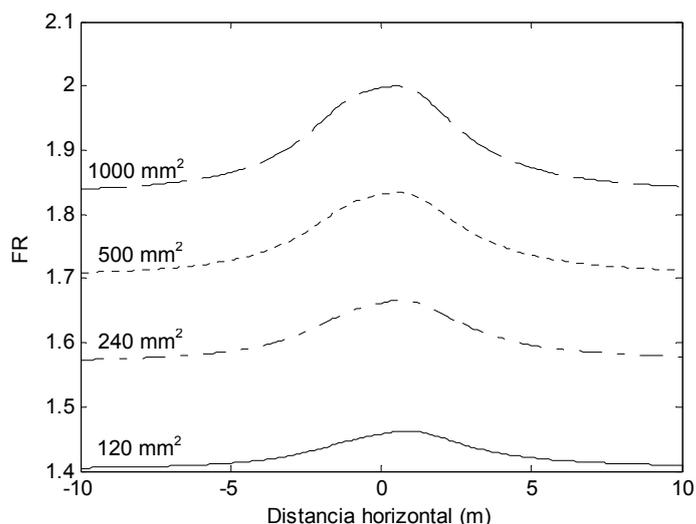
### 3.4.1. Análisis paramétrico para un caso particular

Para comprobar la eficiencia de este tipo de configuración y los parámetros que la afectan, se analizará un ejemplo en el que se aplicará la configuración más sencilla posible: tres conductores cortocircuitados formando dos lazos con un conductor en común (figura 3.21). En dicho ejemplo se considerarán los tres conductores instalados a la misma profundidad. Además, salvo que se mencione expresamente lo contrario, el conductor central se mantendrá en el eje del tendido por simplicidad.



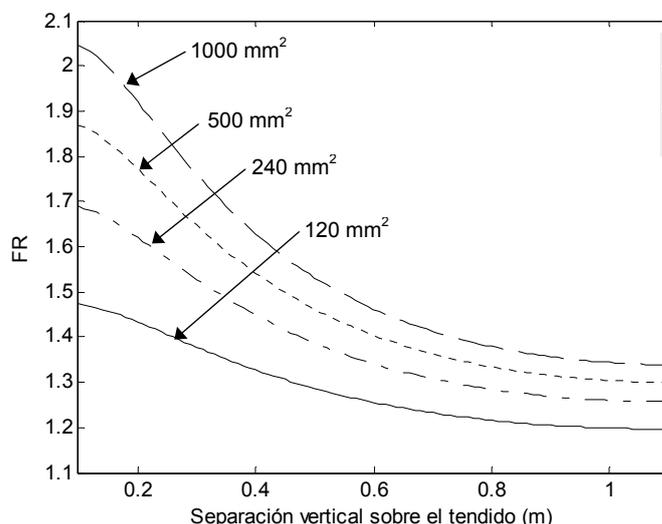
**Figura 3.21.** Configuración de dos lazos pasivos no compensados con un conductor común (3 conductores cortocircuitados).

Al igual que el resto de configuraciones anteriormente analizadas, la resistencia del conductor empleado (o su sección) tiene una notable influencia en el rendimiento de mitigación de este sistema, tal y como puede observarse en la figura 3.22. De ella se desprende que, para una misma profundidad de instalación ( $d_l = 1.1$  m) y un mismo ancho de lazo ( $s_1 = s_2 = 0.5$  m), las mayores secciones de conductor proporcionan los mejores resultados de mitigación, aunque las diferencias son relativamente reducidas.



**Figura 3.22.** Reducción a 1 m sobre el suelo con tres conductores cortocircuitados de distintas secciones ( $d_l = 1.1$  m y  $s_1 = s_2 = 0.5$  m).

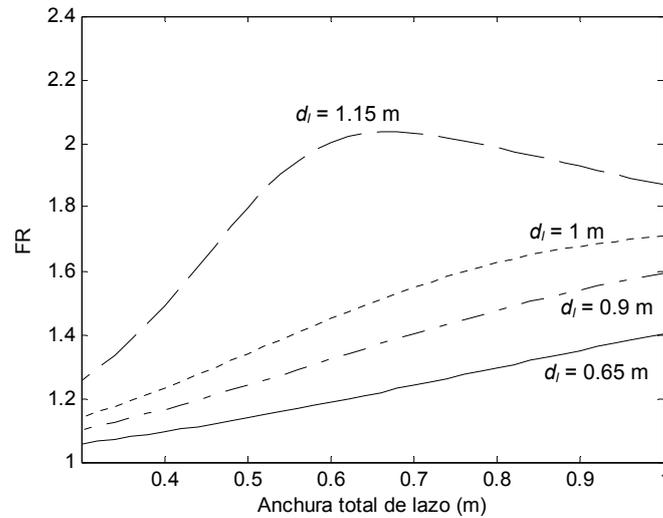
Asimismo, el comportamiento frente a la distancia de separación con el tendido  $d_{lp}$  es muy similar al observado en el caso de configuraciones con lazos independientes (figura 3.23), obteniéndose los mejores niveles de reducción cuanto más próximo se sitúe el lazo del nivel de instalación del tendido. Por otro lado, también se observa cómo a profundidades mayores la sección del conductor, y por tanto su resistencia, influye de manera más notable sobre la reducción alcanzada en el punto de cálculo. Por ejemplo, si el lazo se sitúa a 1 m por encima del tendido, la mejora alcanzada al cambiar de un conductor de  $120 \text{ mm}^2$  a otro de  $1000 \text{ mm}^2$  es del orden del 14 %. Sin embargo, si se realiza ese mismo cambio cuando el lazo se encuentra unos 20 cm por encima del tendido, la mejora alcanzada se eleva hasta el 34 %.



**Figura 3.23.** Reducción en el punto de cálculo con tres conductores cortocircuitados de distintas secciones en función de la separación al tendido (separación entre conductores extremos 1 m).

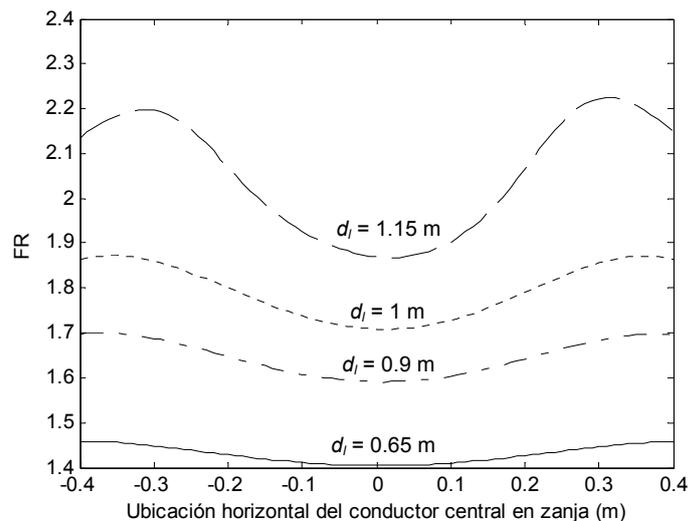
Por otro lado, si se mantiene el conductor central sobre el eje del tendido, la influencia de la separación entre conductores extremos ( $s_1 + s_2$ ) en la reducción alcanzada en el punto de cálculo tiene un comportamiento como el mostrado en la figura 3.24. En ella se aprecia una evolución similar a la de los lazos independientes, obteniéndose mejores reducciones a medida que se incrementa la separación entre conductores extremos.

Asimismo, para niveles de profundidad cercanos al del tendido también parece existir un ancho óptimo que maximiza la reducción alcanzada (en este caso en torno a 0.65 m).



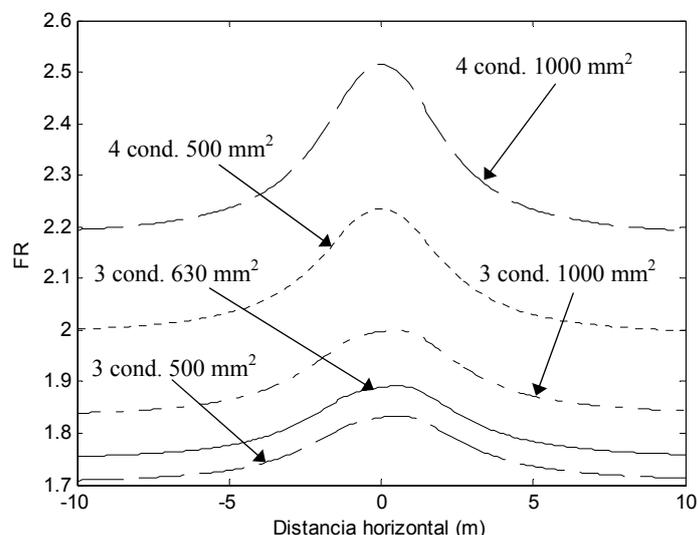
**Figura 3.24.** Reducción en el punto de cálculo con tres conductores cortocircuitados de 500 mm<sup>2</sup> en función de la separación entre conductores extremos ( $s_1 + s_2$ ) y distintas profundidades de instalación.

Sin embargo, mantener el conductor central sobre el eje del tendido puede no proporcionar las mejores reducciones. Por ello, en la figura 3.25 se muestra, para distintos niveles de profundidad de los lazos, la influencia de la posición del conductor central cuando los extremos se mantienen fijos en los límites de la zanja ( $s_1 + s_2 = 1$  m). El eje de abscisas de dicha figura representa la distancia transversal de la zanja, siendo 0 la ubicación del eje de la misma. Como se puede apreciar, cuanto más próximos se encuentren los lazos del tendido mayor es la influencia de la posición del conductor central, llegándose a obtener los mayores niveles de mitigación cuando dicho conductor se encuentra a unos 30 cm a un lado del eje del tendido. Esto sugiere, al igual que en los lazos independientes, que la utilización de configuraciones simétricas puede no ser la solución más efectiva.



**Figura 3.25.** Reducción en el punto de cálculo con tres conductores cortocircuitados de 500 mm<sup>2</sup> en función de la ubicación del conductor central en la zanja y distintas profundidades de instalación (ancho total  $s_1 + s_2 = 1$  m).

En cualquier caso, es posible alcanzar mejores niveles de mitigación mediante otras configuraciones que utilicen un mayor número de conductores cortocircuitados. En este sentido, la figura 3.26 muestra los perfiles de reducción proporcionados por configuraciones de tres y cuatro conductores cortocircuitados para distintas secciones posibles de conductor.

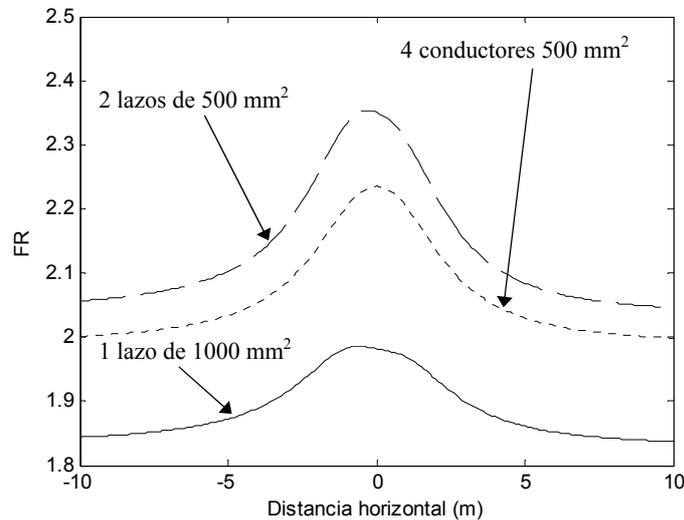


**Figura 3.26.** Reducción a 1 m sobre el suelo con tres y cuatro conductores cortocircuitados de distintas secciones (ancho de total de lazos 1 m y profundidad 1.1 m).

Como era de esperar, para una misma sección de lazo, se alcanzan mayores valores de reducción cuanto mayor sea el número de conductores empleados. Además, también se observa cómo las configuraciones de cuatro conductores son siempre mejores que las de tres conductores, independientemente de la sección empleada, lo que puede hacer que económicamente sea más atractivo emplear cuatro conductores de 500 mm<sup>2</sup> que tres de 1000 mm<sup>2</sup>, ya que el primero tiene mayor efectividad con un conductor de menor sección. En este sentido, de la figura también se desprende que para dos configuraciones con la misma cantidad aproximada de cobre (3 conductores de 630 mm<sup>2</sup> y 4 conductores de 500 mm<sup>2</sup>) se obtienen mejores resultados al emplear un número mayor de conductores. De cualquier modo, las diferencias obtenidas en la reducción de los casos representados no son especialmente notables como para decantarse por una u otra solución.

Por otro lado, cuando se comparan entre sí todas las configuraciones no compensadas analizadas (lazos independientes y con conductor común) considerando una misma cantidad aproximada de cobre, se extraen resultados interesantes. La figura 3.27 muestra los perfiles de reducción proporcionados por un único lazo de 1000 mm<sup>2</sup>, dos lazos independientes (cuatro conductores) de 500 mm<sup>2</sup> y cuatro conductores cortocircuitados de 500 mm<sup>2</sup>. En los tres casos los conductores externos se sitúan en los límites de la zanja ( $s_1 + s_2 = 1$  m), enterrados a la misma profundidad de instalación (en el caso de dos lazos el inferior se sitúa a la misma profundidad que los otros dos casos, situándose el lazo superior 0.1 m por encima del inferior). De la observación de las curvas se desprende que, para dimensiones y ubicaciones similares en los lazos, la misma cantidad de cobre repartida en varios conductores proporciona mejores resultados. Además se observa cómo las configuraciones de cuatro conductores presentan eficiencias similares, aunque es clara la mayor mitigación alcanzada por la configuración de dos lazos independientes. Esto puede deberse a la posibilidad que presenta esta configuración de instalar un lazo por encima del otro, mientras que en el

caso de conductores cortocircuitados la configuración es totalmente horizontal. En este sentido, parece que la configuración de 4 conductores cortocircuitados es menos flexible y versátil que el caso de dos lazos independientes. De cualquier modo, únicamente mediante la comparación de las configuraciones óptimas de cada tipo de lazo se podrían derivar resultados concluyentes, aspecto que serán tratados en detalle en capítulos posteriores.



**Figura 3.27.** Reducción a 1 m del suelo para 1 lazo de 1000 mm<sup>2</sup>, 2 lazos de 500 mm<sup>2</sup> (separados 0.1 m entre sí) y 4 conductores cortocircuitados de 500 mm<sup>2</sup> (lazos de 1 m de ancho a 1.1 m de profundidad).

### 3.5. Mitigación con lazos pasivos compensados

Como se indicó en el capítulo 2, existen estudios en los que se ha verificado que la inserción de un condensador en serie en el lazo pasivo permite alcanzar mayores niveles de reducción [4,5]. Ello se debe a que la reactancia capacitiva del condensador compensa parcialmente la inductiva de la bobina, de manera que la impedancia total del lazo se reduce y, en consecuencia, la intensidad inducida en el mismo puede ser mayor. Debido a esto, la impedancia del lazo, que anteriormente era fundamentalmente inductiva, pasa a depender principalmente del término resistivo. Esto influye directamente en la fase de la corriente inducida en el lazo, provocando un mayor desfase entre el campo generado por el lazo y el que se pretende mitigar, lo cual lleva a perfiles de reducción más asimétricos que los presentados por los lazos no compensados. Esto plantea la necesidad de encontrar el valor óptimo del condensador a instalar para obtener los niveles de mitigación requeridos en el área de interés. Sin embargo, este nuevo parámetro dificulta aún más el estudio y diseño de los lazos pasivos. Para poner todo esto de manifiesto, a continuación se comentarán los principales aspectos sobre la formulación y el funcionamiento de la compensación de las configuraciones de lazos pasivos analizadas anteriormente.

#### 3.5.1. Lazos pasivos independientes compensados

A la hora de calcular la corriente inducida en el caso de lazos independientes compensados, la introducción de un condensador en serie modifica el término de impedancia propia del lazo. El nuevo término puede obtenerse fácilmente mediante el análisis del circuito equivalente del lazo. La figura 3.28 muestra el caso sencillo de un único lazo compensado donde se ha introducido un condensador de capacidad  $C'$ .

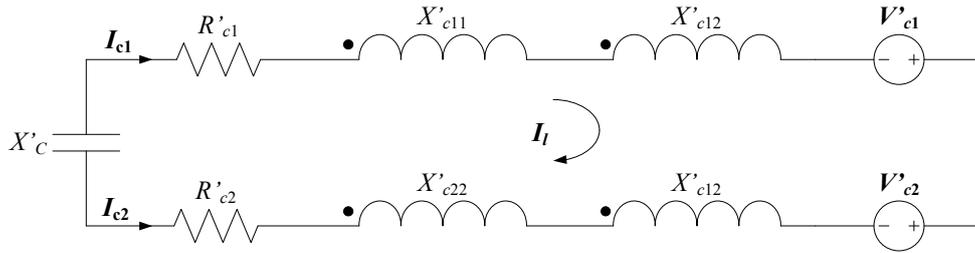


Figura 3.28. Circuito equivalente de un lazo pasivo compensado.

Analizando dicho circuito se obtiene la siguiente relación

$$R'_{c1} I_{c1} - jX'_C I_{c1} + jX'_{c11} I_{c1} + jX'_{c12} I_{c2} - V'_{c1} = R'_{c2} I_{c2} + jX'_{c22} I_{c2} + jX'_{c12} I_{c1} - V'_{c2} \quad (3.44)$$

donde  $X'_C$  es la reactancia capacitiva por unidad de longitud del condensador insertado, dada por

$$X'_C = \frac{1}{\omega C'} \quad (3.45)$$

Suponiendo nuevamente que los dos conductores que forman el lazo son iguales, y expresando la ecuación (3.44) en función de las expresiones (3.10), (3.11) y (3.45), se obtiene la siguiente relación

$$Z'_l = 2R'_{c1} + j\omega \frac{\mu_o}{\pi} \ln \frac{d(c_1, c_2)}{rgm} - j \frac{1}{\omega C'} \quad (3.46)$$

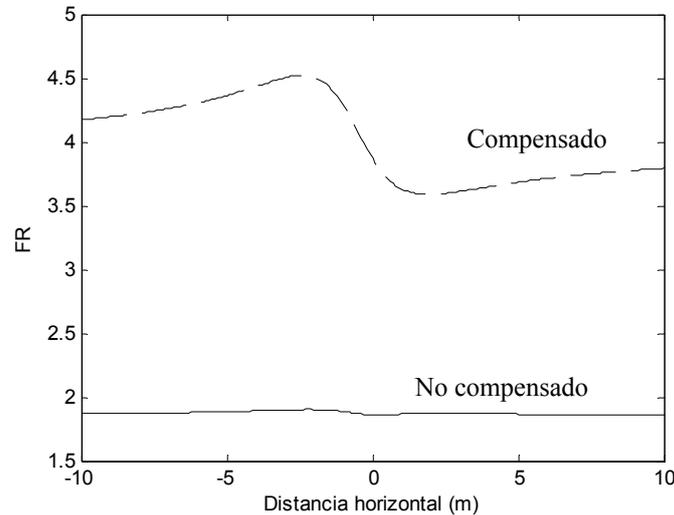
Esta expresión muestra la compensación que produce la reactancia capacitiva del condensador sobre la inductiva del lazo. Dicha relación puede ser generalizada para el caso de  $n$  lazos independientes, quedando la expresión de la impedancia propia para un lazo  $i$  cualquiera como

$$Z'_{li} = 2R'_{ci} + j \left( \omega \frac{\mu_o}{\pi} \ln \frac{s_i}{rgm_{ci}} - \frac{1}{\omega C'_i} \right), \text{ para } i = 1, \dots, n \quad (3.47)$$

Por otro lado, de manera análoga a las configuraciones analizadas anteriormente, es posible obtener la misma expresión general (3.36) para el cálculo de la corriente inducida en  $n$  lazos pasivos compensados e independientes. Únicamente cambia la expresión de la impedancia propia del lazo  $Z'_{li}$ , que en esta ocasión viene dada por la expresión (3.47). Las expresiones (3.32) y (3.23) continúan siendo válidas para el cálculo de los restantes términos de la matriz  $Z'_l$  y los de la matriz  $Z'_{lp}$  que aparecen en la relación (3.36).

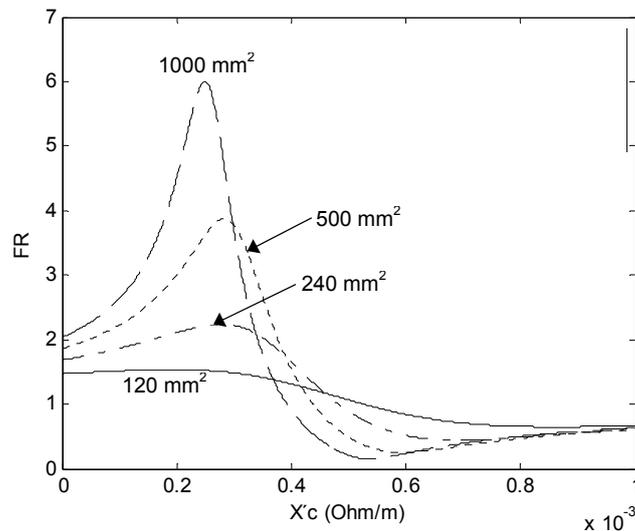
La mejora en los niveles de reducción proporcionados por lazos compensados es notable, tal y como se muestra en la figura 3.29. En ella se han representado los perfiles de reducción proporcionados por una misma configuración de lazo, con y sin compensación, en un caso como el de la figura 3.7. Para ello se ha considerado un lazo simétrico horizontal de  $500 \text{ mm}^2$  de sección, instalado a 1.2 m de profundidad y con una anchura de 1 m. Como se puede apreciar la introducción del condensador incrementa la reducción alcanzada a 1 m sobre el suelo en, aproximadamente, el doble del caso no

compensado. En concreto, para el punto de cálculo la mejora de la reducción es del 108%. Sin embargo, el perfil de reducción proporcionado es bastante más asimétrico que el caso sin compensar, llegando a alcanzar mejores niveles de reducción a un lado del eje del tendido. Esto puede presentar ventajas e inconvenientes dependiendo de la localización del área a proteger. Por ejemplo, puede ser beneficioso en los casos en los que el área de interés se sitúe a un lado del tendido (mitigación unilateral).



**Figura 3.29.** Reducción proporcionada por un lazo de 500 mm<sup>2</sup> compensado ( $X'_c = 0.283 \Omega/\text{km}$ ) y sin compensar (ancho de 1 m y profundidad 1.2 m).

No obstante, el valor de la capacidad insertada es crítico en el funcionamiento del lazo. En este sentido, la figura 3.30 muestra, para diversas secciones de un lazo de 1 m de ancho e instalado a 1.2 m de profundidad, la variación del factor de reducción obtenido en el punto de cálculo en función de la reactancia capacitiva insertada. Como se puede apreciar, para cada sección existe siempre un valor óptimo de capacidad que proporciona la máxima mitigación.



**Figura 3.30.** Reducción en el punto de cálculo proporcionada por lazos compensados de distinta sección en función de la capacidad del condensador (ancho de 1 m y profundidad 1.2 m).

De dicha figura también se desprende cómo la inserción de la capacidad óptima tiene un efecto beneficioso mayor en configuraciones con secciones elevadas. En concreto, para el caso de 1000 mm<sup>2</sup> el incremento en la eficiencia reductora es del 200 % respecto al

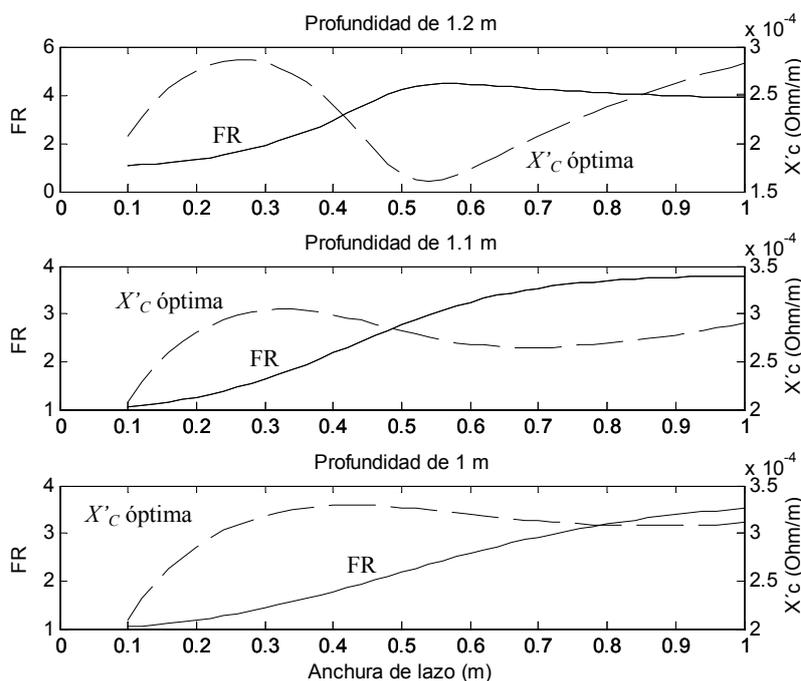
caso no compensado ( $X'_C = 0$ ), mientras que en el caso de  $240 \text{ mm}^2$  el incremento es solo del 32%. En este sentido, la influencia de la resistencia del lazo en los casos compensados parece ser bastante mayor que en los casos no compensados.

También hay que destacar que un grado de compensación total no proporciona los mejores niveles de reducción. Esto puede analizarse mediante el factor de compensación  $F_C$ , definido como

$$F_C = \frac{X'_{Ci}}{X'_{li}} \quad (3.48)$$

es decir, la relación entre la reactancia capacitiva insertada  $X'_{Ci}$  y la inductancia propia del lazo sin compensar  $X'_{li}$ . Este valor oscila desde 0 (no hay condensador) hasta 1 (compensación total del lazo). Podría darse la circunstancia en que exista una sobrecompensación del lazo, en cuyo caso el factor de compensación sería mayor de 1. Sin embargo, lo habitual es que la capacidad óptima a insertar no llegue a compensar totalmente la inductancia propia del lazo, oscilando en torno a valores de 0.45 como ocurre en los casos de la figura 3.30.

Por otro lado, el valor de la reactancia capacitiva óptima depende tanto del ancho del lazo como de su profundidad de instalación. La figura 3.31 muestra la evolución del factor de reducción en el punto de cálculo y el valor de  $X'_C$  óptima en función del ancho del lazo y su profundidad de instalación.



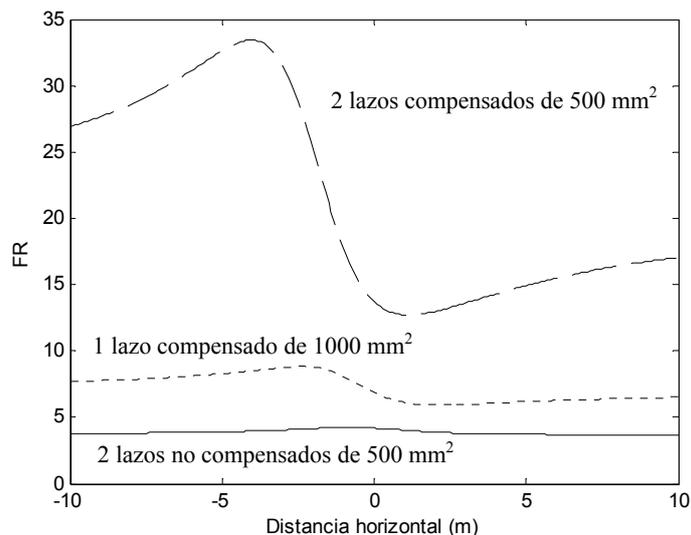
**Figura 3.31.** Reducción en el punto de cálculo proporcionada por un lazo compensado de  $500 \text{ mm}^2$  y capacidad óptima insertada en función del ancho de lazo y la profundidad de instalación.

Como se puede observar, dependiendo de la profundidad de instalación se consiguen mejores resultados con distintas anchuras de lazos y capacidades. En concreto, cuando el lazo se instala próximo a la profundidad del tendido (1.2 m) se obtiene la máxima reducción con un ancho de lazo de unos 0.55 m, empleando para ello un valor reducido de  $X'_C$ . A partir de dicho valor de anchura la reactancia capacitiva óptima se incrementa

notablemente. Asimismo, al disminuir la profundidad de instalación del lazo, la reducción máxima tiende a desplazarse hacia mayores anchuras de lazo, limitados en este caso a 1 m por las dimensiones de la zanja, siendo necesarias reactancias capacitivas cada vez mayores. Este comportamiento en la  $X'_c$  óptima es similar en los tres casos representados, aunque se produce de manera más acusada en lazos próximos al tendido. Asimismo, también se deduce que al reducir la profundidad de instalación la mitigación empeora, como cabía esperar, mientras que la reactancia capacitiva óptima necesaria se incrementa respecto a los casos de mayor profundidad (se requieren condensadores de menor capacidad).

Sin embargo, aún teniendo grandes efectos beneficiosos sobre la mitigación alcanzada, es necesario conocer el orden de magnitud de los condensadores que deberían ser implementados. Para los casos concretos de la figura 3.30, las capacidades óptimas requeridas rondan los 12 F·m. Esto implica que, para el caso de un lazo de unos 100 m de longitud, las capacidades a instalar deben ser del orden de 120 mF, valores muy por encima de las capacidades comerciales. Además, dado que la corriente del lazo en dichos casos ronda los 200 A, la potencia del condensador a instalar habrá de ser del orden de 1 kVAr. Como se puede apreciar, el valor de la capacidad a instalar se reduce inversamente con la longitud del lazo, con lo que no es conveniente utilizar lazos pasivos compensados cuando la longitud de éste vaya a ser reducida. Como contrapartida, incrementar la longitud del lazo también aumentaría el coste de su instalación, por lo que habría que encontrar un compromiso entre longitud del lazo y la capacidad del condensador que sea económicamente viable. En cualquier caso, tal y como se detallará en capítulos posteriores, existe la posibilidad de emplear nuevas configuraciones de lazos con varias vueltas o espiras, lo que reduce drásticamente la capacidad del condensador.

Finalmente, la figura 3.32 muestra los perfiles de reducción de configuraciones similares de uno y dos lazos con y sin compensación, empleando las mismas dimensiones, ubicación de los conductores y cantidad de cobre.



**Figura 3.32.** Reducción alcanzada a 1 m sobre el suelo con un lazo compensado de 1000 mm<sup>2</sup> ( $d_l = 1.2$  m y  $s = 0.55$  m,  $X'_c = 0.124$   $\Omega$ /km) y dos lazos no compensados y compensados de 500 mm<sup>2</sup> ( $d_{l1} = 1.2$  m,  $d_v = 0.1$  m,  $s_1 = 0.55$  m,  $s_2 = 1$  m,  $X'_{c1} = 0.16$   $\Omega$ /km,  $X'_{c2} = 0.312$   $\Omega$ /km).

Como se puede observar, para una misma masa de cobre, un único lazo compensado produce mejores resultados que dos lazos sin compensar. Sin embargo, si esos mismos

lazos se compensan la reducción se incrementa de manera muy notable, aunque produciendo un perfil de reducción bastante asimétrico. En cualquier caso, se pone de manifiesto que, mediante la compensación de los lazos, la mitigación obtenida alcanza niveles muy superiores a los proporcionados por las configuraciones no compensadas, alcanzado factores de reducción mucho mayores a 10 en algunos casos.

El análisis realizado hasta el momento se ha basado en la utilización de lazos compensados simétricos respecto al eje del tendido. Para encontrar la localización más adecuada de los lazos y su condensador de compensación para cada situación, es necesaria la implementación de técnicas de optimización, aspecto que será estudiado en detalle en el capítulo 4.

### 3.5.2. Lazos pasivos compensados con conductor común

También es posible realizar la compensación de la configuración de lazos con conductor común (figura 3.33). En este caso se dispondrá un condensador por cada uno de los conductores que formen los lazos, donde el condensador del conductor común será recorrido por la suma de las corrientes de los lazos a los que pertenece.

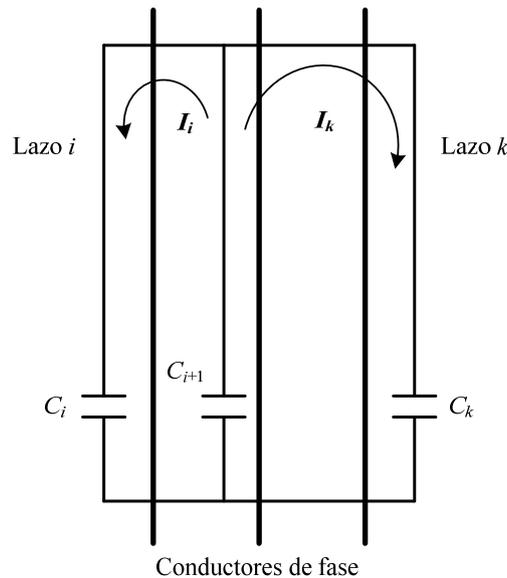


Figura 3.33. Dos lazos compensados con conductor común.

Para calcular la corriente inducida en cada lazo se procede de manera análoga a la empleada hasta ahora, partiendo del análisis del circuito equivalente del lazo. La figura 3.34 muestra el caso sencillo de tres conductores ( $c_1$ ,  $c_2$  y  $c_3$ ) cortocircuitados formando dos lazos con un conductor en común, existiendo un condensador conectado en serie con cada uno de los tres conductores ( $C_1$ ,  $C_2$  y  $C_3$ ).

Analizando dicho circuito se vuelve a llegar a la relación (3.36) obtenida anteriormente para el cálculo de la corriente inducida en los lazos. En este caso, los términos de impedancias propias y mutuas de cada lazo de la matriz  $Z'_{lp}$  vienen dados por las expresiones siguientes:

$$Z'_{l1} = 2R'_{c1} + j\omega \frac{\mu_o}{\pi} \ln \frac{d(c_1, c_2)}{rgm} - j \frac{1}{\omega} \left( \frac{1}{C'_1} + \frac{1}{C'_2} \right) \quad (3.49)$$

$$Z'_{l2} = 2R'_{c1} + j\omega \frac{\mu_o}{\pi} \ln \frac{d(c_2, c_3)}{rgm} - j \frac{1}{\omega} \left( \frac{1}{C'_3} + \frac{1}{C'_2} \right) \quad (3.50)$$

$$Z'_{l12} = R'_{c1} + j\omega \frac{\mu_o}{2\pi} \ln \frac{d(c_1, c_2) \cdot d(c_2, c_3)}{d(c_1, c_3) \cdot rgm} - j \frac{1}{\omega C'_2} \quad (3.51)$$

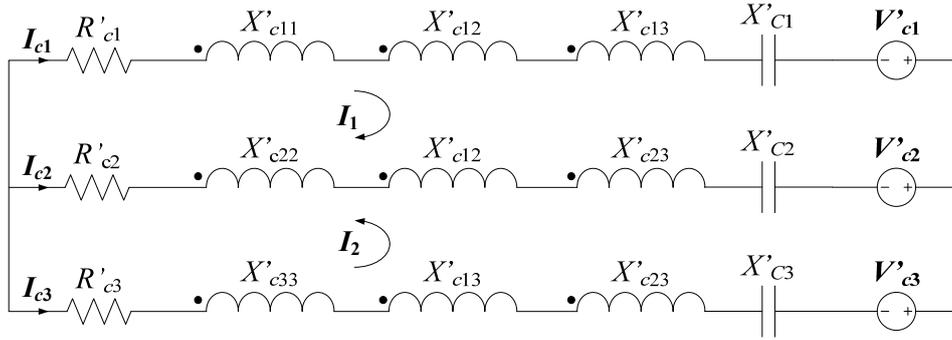


Figura 3.34. Circuito equivalente de dos lazos compensados con conductor común.

Estas expresiones pueden ser generalizadas para el caso de  $n$  lazos con conductor común. Si de los  $n+1$  conductores que forman los lazos tomamos el primero de ellos como el conductor común a todos los lazos, tenemos que

$$Z'_{li} = 2R'_{ci} + j \left( \omega \frac{\mu_o}{\pi} \ln \frac{s_i}{rgm} - \frac{1}{\omega C'_{i+1}} - \frac{1}{\omega C'_1} \right) \quad (3.52)$$

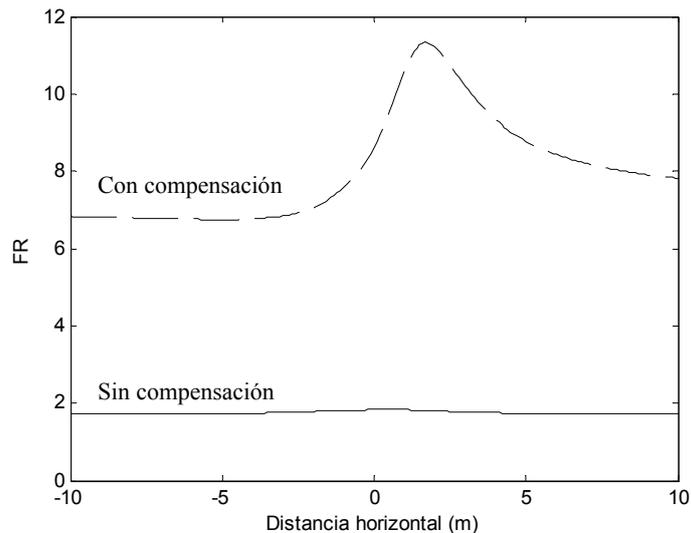
$$Z'_{lik} = R'_{ci} + j\omega \frac{\mu_o}{2\pi} \ln \frac{s_i \cdot s_k}{d(i_1, k_1) \cdot rgm} - j \frac{1}{\omega C'_1} \quad (3.53)$$

para  $i = 1, \dots, n, k = i+1, \dots, n$

donde  $s_i, s_k$  son el ancho de los lazos  $i$  y  $k$  respectivamente y  $d(i_1, k_1)$  la distancia entre conductores no comunes (figura 3.33).

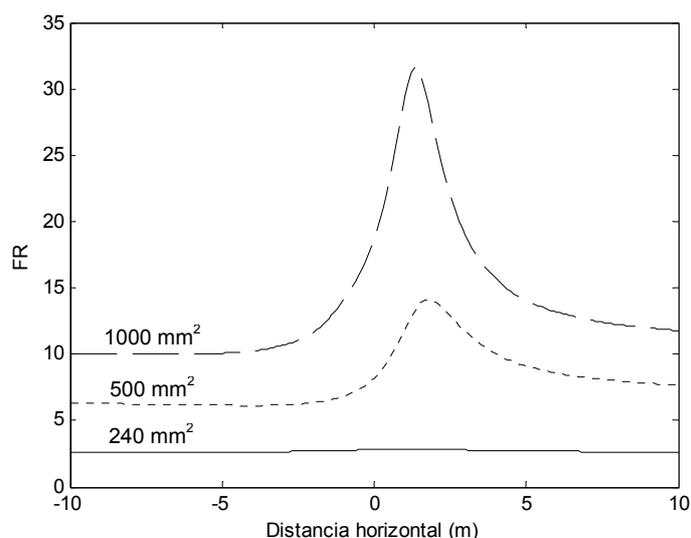
Por otro lado, de manera análoga a las configuraciones analizadas anteriormente, los términos de la matriz de impedancias mutuas entre fases y lazos  $Z'_{lp}$  vienen dados por la expresión (3.23) determinada anteriormente.

Para ver el efecto de la compensación en este tipo de lazos se considerará la configuración simétrica de tres conductores del ejemplo de la figura 3.21. En ese caso, los perfiles de reducción proporcionados por tres conductores cortocircuitados (de  $500 \text{ mm}^2$  de sección, ancho total de lazo 1 m y enterrados a 1.1 m) cuando existe o no compensación, se muestran en la figura 3.35. Como se puede apreciar, aún manteniendo los tres conductores en la misma posición en los casos compensados y sin compensar, la inserción de los tres condensadores incrementa notablemente el efecto reductor de los lazos (en más de un 300 % respecto al caso no compensado en el punto de cálculo). Asimismo, los niveles de reducción alcanzados comienzan a ser de cierta importancia, llegando a factores de reducción superiores a 10 en zonas próximas al eje del tendido.



**Figura 3.35.** Reducción a 1 m sobre el suelo mediante tres conductores cortocircuitados (500 mm<sup>2</sup> de sección, profundidad 1.1 m y anchura total 1 m) sin y con compensación ( $X'_{C1} = 0 \Omega/\text{km}$ ,  $X'_{C2} = 0.08 \Omega/\text{km}$ ,  $X'_{C3} = 0.23 \Omega/\text{km}$ ).

La inclusión de los condensadores de compensación en los lazos dificulta notablemente el análisis de cada uno de los parámetros que influyen en la eficiencia de este tipo de configuración. Sin embargo, la influencia de algunos de ellos, como las dimensiones y ubicación de los lazos, se prevé muy similar a lo observado en el caso no compensado, aunque sus efectos pueden verse potenciados por la presencia de los condensadores de compensación. Un claro ejemplo se muestra en la figura 3.36, en la que se representan los niveles de reducción en la línea de cálculo para tres secciones distintas de una misma configuración de lazo. Al contrario de lo que ocurría en la misma configuración sin compensación (figura 3.22), la presencia de los condensadores provoca mayores diferencias en la mitigación para las distintas secciones empleadas. En este sentido, la eficiencia de los lazos parece ser mucho más sensible al valor de la resistencia de los conductores que en el caso no compensado, donde las diferencias eran muy reducidas.



**Figura 3.36.** Reducción a 1 m sobre el suelo con tres conductores cortocircuitados compensados de distintas secciones ( $d_l = 1.1 \text{ m}$ ,  $s_1 + s_2 = 1 \text{ m}$  y condensadores óptimos para cada sección).

Sin embargo, la compensación no tiene porqué realizarse en todos los conductores que forman el sistema de mitigación. Pueden realizarse configuraciones como las mostradas en la figura 3.37 para el caso de tres conductores cortocircuitados entre sí.

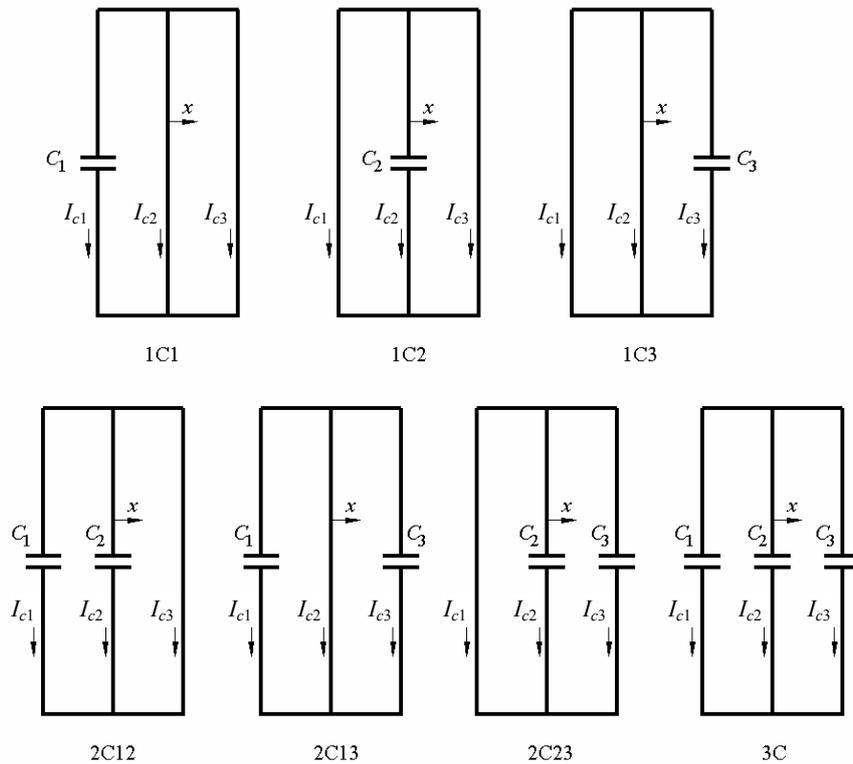


Figura 3.37. Posibles configuraciones compensadas de tres conductores cortocircuitados entre sí.

La figura 3.38 muestra los niveles de reducción proporcionados por las configuraciones de mayor eficiencia cuando emplean los valores de condensadores óptimos para unas mismas dimensiones y ubicación de los conductores fijadas.

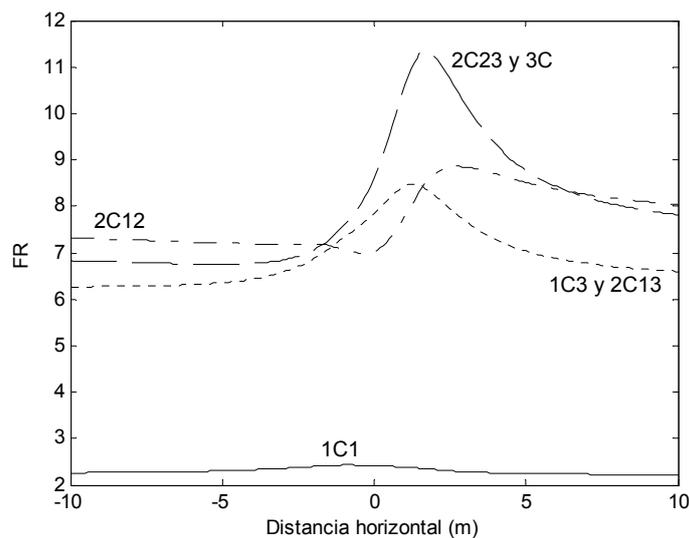


Figura 3.38. Perfiles de reducción a 1 m del suelo de algunas de las configuraciones compensadas de tres conductores cortocircuitados entre sí de la figura 3.37 ( $500 \text{ mm}^2$  de sección,  $d_l = 1.1 \text{ m}$ ,  $s_1 = s_2 = 0.5 \text{ m}$ ).

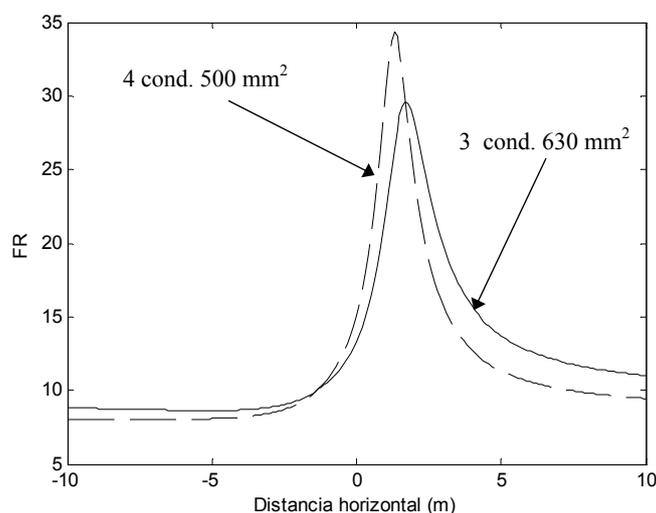
Como se puede observar, si se busca maximizar la eficiencia en el punto de cálculo a 1 m del suelo, el caso 1C3 parece ser el de mayor interés, ya que proporciona valores similares a los casos de mayor eficiencia empleando un único condensador de

compensación. Esto pone de manifiesto la posibilidad de obtener resultados aceptables con un número más reducido de condensadores, lo que influiría directamente en los costes. Los valores de los condensadores óptimos empleados en cada configuración se muestran en la tabla 3.2.

**Tabla 3.2.** Capacidades óptimas ( $\Omega/\text{km}$ ) y reducciones en el punto de cálculo para tres conductores cortocircuitados ( $500 \text{ mm}^2$  de sección,  $d_l = 1.1 \text{ m}$ ,  $s_1 = s_2 = 0.5 \text{ m}$ ).

Configuración	$X'_{C1}$	$X'_{C2}$	$X'_{C3}$	FR
1C1	0.2	-	-	2.41
1C2	-	0.105	-	1.83
1C3	-	-	0.245	7.84
2C13	0	-	0.245	7.84
2C23	-	0.08	0.23	8.6
2C12	0.47	0.58	-	7.02
3C	0	0.08	0.23	8.6

Por otro lado, si se analizan configuraciones que utilicen una misma masa aproximada de cobre, se tienen resultados como los de la figura 3.39. En ella se representan los perfiles de reducción a 1 m del suelo proporcionados por 3 conductores de  $630 \text{ mm}^2$  y por 4 conductores de  $500 \text{ mm}^2$ . En cada caso se han empleado los condensadores óptimos que maximizan la reducción en el punto de cálculo, estando en ambos casos los lazos enterrados a la misma profundidad (1.1 m) y con la misma separación entre conductores extremos (1 m). Como se puede apreciar, ambos casos dan resultados muy similares, alcanzando el caso de 4 conductores un valor de pico en la reducción algo mayor. Sin embargo, la diferencia en el punto de cálculo es reducida (13.29 del caso de tres conductores frente a 16.11 del caso de 4 conductores). En cualquier caso, dado que se han empleado configuraciones simétricas de los lazos, así como unas mismas dimensiones y posiciones de los conductores, es difícil establecer algún criterio que permita determinar la mejor solución a adoptar para maximizar la reducción en un cierto punto.



**Figura 3.39.** Perfiles de reducción a 1 m del suelo con 3 conductores de  $630 \text{ mm}^2$  y con 4 conductores de  $500 \text{ mm}^2$  ( $d_l = 1.1 \text{ m}$ ,  $s_1 + s_2 = 1 \text{ m}$ ).

Como se acaba de comprobar a lo largo de los apartados anteriores, es difícil establecer comparaciones entre las distintas configuraciones analizadas con el fin de conocer las ventajas que presentan unas sobre otras en términos de eficiencia. Para poder llegar a resultados concluyentes que permitan comparar adecuadamente las distintas

posibilidades de lazos presentadas, es necesario realizar un análisis más exhaustivo mediante herramientas de optimización que permitan determinar las configuraciones óptimas de cada tipo de lazos, a fin de conocer realmente el nivel de eficiencia que es capaz de proporcionar cada uno de ellos. Este aspecto será desarrollado en detalle en el capítulo 4.

### **3.6. Resumen y conclusiones del capítulo**

En este capítulo se ha analizado la aplicación de distintas soluciones de lazos de compensación pasivos a la mitigación de campos magnéticos de líneas subterráneas: instalación de varios lazos independientes o varios lazos con conductores en común. En ambos casos se han desarrollado las ecuaciones que permiten obtener las corrientes inducidas en los lazos y el campo finalmente mitigado, considerando tanto situaciones compensadas como no compensadas.

También se han analizado algunos ejemplos particulares utilizando configuraciones planas y simétricas de los lazos de compensación, sobre los cuales se han realizado diversos análisis de los principales parámetros que afectan a la eficiencia de las configuraciones compensadas y no compensadas de lazos. En este sentido, se ha observado que, en general, los mayores niveles de reducción se alcanzan cuando se emplean secciones elevadas en los conductores de los lazos. Asimismo, la eficiencia mitigadora también se ve incrementada cuando los lazos se sitúan a corta distancia de los conductores de la línea a mitigar. Por otro lado, en configuraciones de varios conductores la eficiencia mejora cuando los diversos lazos se sitúan a poca distancia unos de los otros. Además, se ha comprobado que los mejores niveles de reducción se obtienen cuando el lazo más próximo a las fases tiene una anchura similar a la del tendido, mientras que en el resto de lazos debe ser tan elevada como permita la zanja.

Asimismo, se ha verificado el notable incremento en la eficiencia que produce la inserción de condensadores de compensación en los lazos, llegando a alcanzar niveles superiores a 10 en la reducción. Sin embargo, la presencia de los condensadores dificulta en gran medida la realización de análisis paramétricos como los realizados en las configuraciones no compensadas. De cualquier modo, se observa que la influencia en la mitigación de los distintos parámetros es similar en ambos casos, aunque los efectos se ven potenciados por la presencia de los condensadores. En este sentido, se ha observado en los casos compensados una mayor sensibilidad a la resistencia total del lazo (o lo que es lo mismo, a la sección de conductor empleada), obteniéndose niveles de reducción notablemente diferenciados para distintas secciones de conductor, al contrario de lo que ocurre en configuraciones no compensadas.

En cualquier caso, los estudios realizados ponen de manifiesto la necesidad de emplear herramientas de optimización que permitan determinar las configuraciones óptimas de cada tipo de lazo, a fin de poder comparar adecuadamente sus prestaciones y seleccionar la mejor opción para cada situación.

### Referencias bibliográficas

- [1] M. A. Plonus, *Applied Electromagnetics*, International Student Edition, McGraw-Hill Kogakusha, Tokio, 1978.
- [2] P. Cruz, *Análisis, cálculo y técnicas de mitigación de campos magnéticos creados por líneas eléctricas de alta tensión*, Tesis doctoral, Universidad de Sevilla, 2000.
- [3] H. Brakelmann, “*Optimisation of compensation conductor systems for magnetic field mitigation near to high-voltage single-core cables*”, 7<sup>th</sup> International Workshop on Large Scale Integration of Wind Power and on Transmission Networks for Offshore Wind Farms, Madrid, Mayo 2008.
- [4] R. A. Walling, J. J. Paserba, C. W. Burns, “*Series-Capacitor compensated shield scheme for enhanced mitigation of transmission line magnetic fields*”, IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 8, No. 1, pp. 1577-86, Enero 1993.
- [5] P. Cruz, J. Hoeffelman, J. C. del Pino, “*Mitigación de campos magnéticos en líneas subterráneas de potencia mediante el empleo de lazos pasivos*”, IEEE Latin America Trans., vol. 6, no. 1, pp. 59-65, Marzo 2008.

# Capítulo 4

## Optimización de lazos y configuraciones multiespira.

### 4.1. Introducción

En el capítulo 3 se comentaron los principales aspectos de la utilización de lazos de compensación pasivos en la mitigación de líneas subterráneas. En este sentido, se analizaron dos configuraciones sencillas de lazos pasivos compensados y no compensados: lazos independientes y lazos con conductor común. Asimismo, se analizó la influencia de distintos parámetros sobre la eficiencia mitigadora de dichas configuraciones. Sin embargo, no pudo realizarse una comparación exhaustiva de ambas configuraciones debido a la alta dependencia de parámetros como la capacidad empleada para la compensación. Por ello, en el apartado 4.2 del presente capítulo se introduce el concepto de optimización de lazos, que mediante un algoritmo genético permite obtener las posiciones y capacidades óptimas de las configuraciones de lazos introducidas, lo que permitirá realizar una comparación más detallada del funcionamiento de las mencionadas configuraciones de lazos.

Por otro lado, también se observó en el capítulo 3 el rango de valores de las capacidades necesarias para realizar la compensación de los lazos. Dado que dichas capacidades son excesivamente elevadas, en el apartado 4.3 de este capítulo se introducirán dos nuevas configuraciones, derivadas de las ya presentadas anteriormente, en las que se utilizan lazos multiespira. Como se analizará en detalle, la utilización de lazos con varias espiras permite emplear capacidades mucho menores para la compensación de los lazos, así como la utilización de conductores de menor sección. Sin embargo, estas nuevas disposiciones de lazos son muy sensibles a la variación de los parámetros eléctricos y geométricos del sistema, por lo que se propondrán soluciones para reducir este comportamiento.

Finalmente, teniendo en cuenta todos los aspectos anteriormente citados, se propondrá en el apartado 4.4 un procedimiento de diseño para la obtención de las configuraciones óptimas de menor sensibilidad de las tipologías de lazos analizadas.

## 4.2. Optimización de lazos pasivos en líneas subterráneas

Como se comentó en el capítulo anterior, la eficiencia de las configuraciones de lazos pasivos analizadas depende en gran medida de parámetros eléctricos y geométricos. Esto hace que obtener la mejor efectividad del lazo no sea un problema trivial, ya que requiere de la determinación tanto de las ubicaciones de los conductores que forman los lazos como de las capacidades de los condensadores a insertar. Por ello, a la hora de analizar y mejorar la efectividad proporcionada por los lazos pasivos de compensación, en el capítulo 2 se comentaron dos posibles formas de afrontar el problema:

- Abordar el problema directo: Para una configuración geométrica dada de lazo y su ubicación, analizar los factores que mejoran su eficiencia [1].
- Abordar el problema inverso: Obtener el diseño de lazo que maximiza la reducción en una determinada área de interés [2,3].

Este último caso permite encontrar la configuración óptima para cada situación, teniendo en cuenta las posibles restricciones presentes en cada caso. Algunas aproximaciones heurísticas se han realizado en [2,3] para abordar este tipo de problemas. Sin embargo, debido al carácter altamente no lineal del problema, es necesario emplear herramientas de optimización robustas especialmente adaptadas para encontrar soluciones muy cercanas a los óptimos globales en problemas “no convexos”. En este sentido, la utilización de técnicas basadas en algoritmos evolutivos es una opción que se adapta adecuadamente a este tipo de problemas, en concreto la utilización de algoritmos genéticos. El mecanismo de búsqueda de este tipo de algoritmos se basa en el principio de selección natural aplicado a una determinada población inicial. En ella, cada individuo es codificado por medio de una cadena binaria a modo de genes constituyendo los cromosomas. Después, se seleccionan parejas de individuos que son combinados mediante técnicas de cruce y mutación, generando una nueva generación de individuos. De ellos se puede realizar una selección parcial de los mejores individuos para que constituyan la población de la nueva generación.

A continuación se detalla el algoritmo de optimización propuesto para la obtención de las localizaciones y capacidades óptimas de los lazos para maximizar el factor de reducción en un área de interés.

### 4.2.1. Algoritmo de optimización

El problema de optimización busca reducir en lo posible el campo magnético en un determinado punto o área de interés. Esto puede realizarse en base al campo magnético  $\vec{B}$  o en base al factor de reducción  $FR$  (3.13). Sin embargo, la eficiencia de la mitigación es más sencilla de cuantificar si se emplea la variable factor de reducción. En este caso, el problema de optimización puede formularse de la siguiente manera considerando un sistema como el de la figura 4.1 [4]:

Dados  $m$  conductores de fase, enterrados en una zanja en las posiciones  $p_1(x_{p1}, y_{p1}), p_2(x_{p2}, y_{p2}), \dots, p_m(x_{pm}, y_{pm})$ , por los que circulan las corrientes senoidales de valores eficaces  $I_{p1}, I_{p2}, \dots, I_{pm}$ , y el área de interés delimitada por  $q$  puntos  $a_1(x_{a1}, y_{a1}), \dots, a_q(x_{aq}, y_{aq})$ , obtener las coordenadas de  $n$  lazos  $(x_{i1}, y_{i1}), (x_{i2}, y_{i2}) \dots (x_{in}, y_{in})$  y las reactancias capacitivas  $X_{Ci}$  a insertar en cada lazo ( $i = 1, \dots, n$ ) que maximiza

$$FR(x,y) \text{ con } (x,y) \in \text{Área de interés} \quad (4.1)$$

sujeto a las siguientes restricciones

$$w_i^j \leq w_i \quad (4.2)$$

$$d_{lmin} \leq d_i^j \leq d_i \quad (4.3)$$

$$d(i_\alpha, p_f) \geq c_{min} \quad (4.4)$$

con  $i = 1, \dots, n; \alpha = 1, 2; f = 1, \dots, m$ .

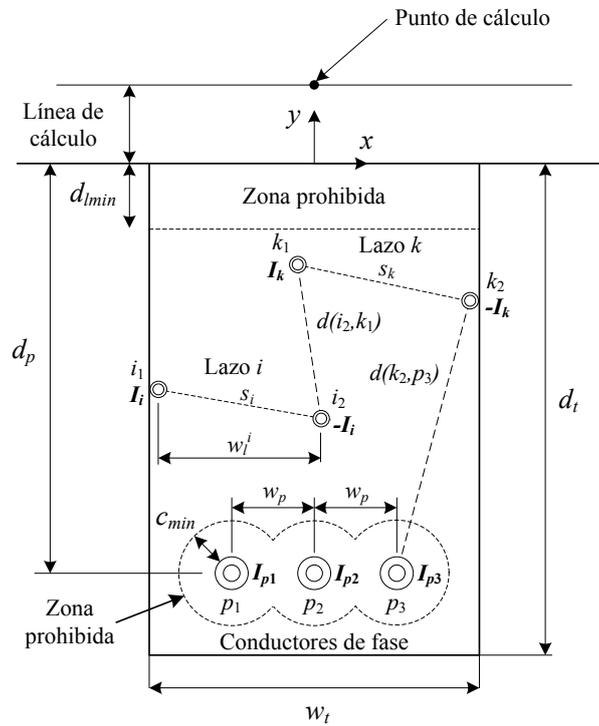


Figura 4.1. Conductores de línea enterrados y lazos de mitigación.

La restricción (4.2) limita la separación horizontal entre los conductores de cada lazo ( $w_i^j$ ), de modo que los conductores que lo forman se mantengan en los límites del ancho de la zanja ( $w_i$ ). Por otro lado, la restricción (4.3) establece los límites de profundidad en los cuales puede realizarse la instalación de los conductores de los lazos ( $d_i^j$ ), de modo que guarden una distancia de seguridad con la superficie del terreno ( $d_{lmin}$ ). Además, limita la profundidad máxima de instalación del lazo a la profundidad de la zanja ( $d_i$ ). Finalmente, la restricción (4.4) establece una distancia mínima de separación entre conductores de fase y lazos ( $d(i_\alpha, p_f)$ ), con el fin de evitar el sobrecalentamiento de las fases por las pérdidas producidas en los lazos.

Debido a que el área de interés puede estar constituida por más de un punto, el problema de optimización puede caracterizarse mediante una función multiobjetivo. Una forma habitual de tratar este aspecto es mediante la evaluación de una función representativa del factor de reducción en el área de interés, como por ejemplo la media, el máximo o el

mínimo del factor de reducción alcanzado en los  $q$  puntos que forman dicho área. Esta última opción es la que se ha considerado, formulándose el algoritmo de optimización para maximizar la función:

$$FR(x_{am}, y_{am}), \text{ con } (x_{am}, y_{am}) \in \text{Área de interés} \quad (4.5)$$

sujeta a las restricciones (4.2)-(4.4), y siendo  $(x_{am}, y_{am})$  el punto del área de interés donde se alcanza el menor  $FR$  ( $FR(x_{am}, y_{am}) = \text{Min}\{FR(x_{a1}, y_{a1}), FR(x_{a2}, y_{a2}), \dots, FR(x_{aq}, y_{aq})\}$ ).

Como se comentó anteriormente, el problema de optimización se ha implementado mediante un algoritmo genético por ser una de las técnicas mejor adaptadas para la búsqueda de óptimos en problemas “no convexos”. Su mecanismo de búsqueda se basa en el principio de selección natural, el cual se aplica repetidas veces para guiar la evolución de una población inicial aleatoria [4,5]. El esquema de evolución propuesto en este caso se muestra en la figura 4.2.

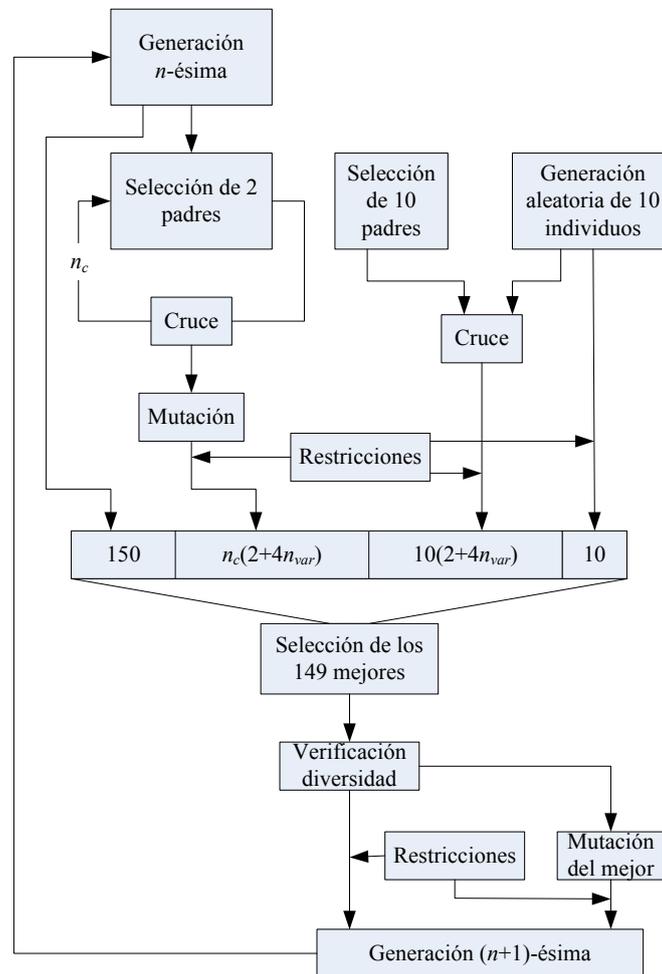


Figura 4.2. Diagrama de flujo del algoritmo genético.

El algoritmo parte de una población inicial de 150 individuos generados de forma aleatoria. Cada individuo es codificado mediante una cadena binaria a modo de genes formando cromosomas, existiendo subgrupos en dicha cadena que codifican cada una de las variables consideradas en el problema. El número de dichas variables ( $n_{var}$ ) depende del caso analizado. Por ejemplo, el caso más sencillo es el de un único lazo no

compensado, donde el número de variables es 4 (coordenadas  $x$  e  $y$  de los dos conductores del lazo). Este número se ve incrementado en cuanto se consideran configuraciones con un mayor número de lazos y configuraciones compensadas, en cuyo caso hay que añadir las variables correspondientes a las reactancias capacitivas de cada lazo. Durante la generación de los individuos de la población pueden incluirse algunas de las restricciones del problema de manera sencilla. Por ejemplo, las coordenadas  $x$  e  $y$  de los lazos pueden generarse limitadas a un valor máximo y mínimo, de manera que siempre se cumplan las restricciones (4.2) y (4.3) que delimitan las posiciones de los conductores de lazos en la zanja. En este sentido, la resolución empleada en cada una de las variables es de 1 cm en las posiciones y de  $10^{-5}$   $\Omega/m$  en las reactancias capacitivas de los condensadores de compensación. Durante todo el proceso, la evaluación de la función objetivo (bondad) de cada uno de los individuos se lleva a cabo mediante (4.5) considerando las otras restricciones del problema, las cuales penalizan a la función objetivo en caso de no cumplirse.

La selección de cada uno de los individuos para ser los padres de la siguiente generación se hace mediante el método de la ruleta ponderada, el cual selecciona a los individuos de forma proporcional a su bondad (en este caso el valor de  $FR$  para los datos codificados en ese individuo). Para promover la diversidad de la población y prevenir la prematura convergencia del algoritmo, la bondad de los individuos seleccionados es reducida por un factor de 0.98. Una vez seleccionados se realiza un número total de cruces  $n_c = 30$  con una probabilidad del 98 %, generando dos nuevas cadenas binarias mediante intercambio de dos porciones obtenidas aleatoriamente de cada uno de los padres. Los nuevos individuos son mutados con una probabilidad del 30 %, después de lo cual se dispone de  $n_c(2+4n_{var})$  nuevos individuos. Por otro parte, se realizan otros 10 cruces de padres seleccionados de la generación inicial con otros 10 nuevos individuos generados de forma aleatoria.

Finalmente, se hace una selección de los 149 individuos con mejor bondad de entre los pertenecientes a la generación anterior y los nuevos individuos obtenidos de todos los procesos de cruce y mutación. Después de comprobar que no existen dos individuos con la misma bondad (en cuyo caso uno de ellos sería mutado), el individuo con mejor bondad es mutado y añadido como el elemento número 150 de la nueva generación.

Este proceso se repite numerosas veces hasta alcanzar el óptimo. Sin embargo, es complicado demostrar que se ha alcanzado el óptimo global del problema. Por esta razón, el proceso se detiene cuando la bondad del mejor individuo se mantiene constante durante unas 30 iteraciones, lo que garantiza en cierta medida que la probabilidad de obtener mejores soluciones es muy baja, debido a la similitud entre los individuos que forman la población. No obstante, dada la naturaleza del problema, la mayor parte de las ocasiones sólo se obtienen óptimos locales, por lo que es necesario ejecutar un número elevado de veces el algoritmo en su totalidad a fin de encontrar la solución que más se aproxime al óptimo global.

#### **4.2.2. Aplicación a lazos independientes y con conductor común**

A continuación se aplicará el algoritmo de optimización comentado anteriormente a las distintas configuraciones de lazos desarrolladas en el capítulo 3 (lazos independientes y con conductor común). Para ello se considerará un sistema como el de la figura 4.1, particularizado para el caso de una línea trifásica de 132 kV realizada con conductores

de cobre de  $630 \text{ mm}^2$ , con una separación entre las fases de  $w_p = 0.25 \text{ m}$  y por los cuales circulan tres corrientes ( $I_{p1}$ ,  $I_{p2}$  e  $I_{p3}$ ) de  $700 \text{ A}$  de valor eficaz. El tendido se realiza a una profundidad  $d_p = 1.25 \text{ m}$ , en una zanja de anchura  $w_t = 1 \text{ m}$  y de profundidad máxima  $d_t = 1.5 \text{ m}$ . En estas condiciones, el campo generado por la línea a  $1 \text{ m}$  sobre la superficie del terreno (línea de cálculo) se muestra en la figura 3.6 del capítulo anterior. En el problema de optimización se considerará una profundidad mínima de los lazos de  $d_{\min} = 0.6 \text{ m}$ , y una separación mínima entre los conductores de las fases y los lazos de  $c_{\min} = 0.15 \text{ m}$ .

Tal y como se ha definido el problema de optimización, el área de interés puede estar formada por uno o varios puntos. Habitualmente se suele considerar el área de interés en un punto a  $1 \text{ m}$  del suelo y justo en el eje del tendido. Sin embargo, es muy frecuente que las zonas a proteger se encuentren a un lado o a ambos lados del eje del tendido, como es el caso de líneas que discurren cercanas a viviendas. En este sentido, se puede considerar en el problema de optimización un área de interés compuesta por un único punto situado a un lado del tendido, a fin de determinar la solución óptima que proporciona la máxima mitigación del campo en dicho punto. En este caso se estaría realizando una mitigación unilateral del campo. Por el contrario, también se puede tomar un área de interés compuesta por dos puntos, cada uno de ellos situado a cada lado del tendido, de forma que se buscaría la mejor opción que permitiese minimizar el campo en ambas zonas. En estas condiciones se hablaría de una mitigación bilateral del campo. Para poner esto de manifiesto, a continuación se muestran los resultados obtenidos de la aplicación del algoritmo de optimización a las configuraciones de lazos independientes y con conductor común desarrolladas en el capítulo 3. Se han considerado las siguientes configuraciones: un único lazo (1L), dos lazos independientes (2L), dos lazos formados por tres conductores cortocircuitados (3C) y tres lazos compuestos por 4 conductores cortocircuitados (4C). Para cada configuración se ha considerado una longitud de lazo de  $100 \text{ m}$ , empleando para ello conductores con secciones de  $500 \text{ mm}^2$  y  $1000 \text{ mm}^2$  (características obtenidas de catálogo de los conductores a  $20 \text{ }^\circ\text{C}$  en tabla 3.1). Cada caso analizado se ha identificado mediante etiquetas que indican el tipo de configuración y la sección de conductor empleada (por ejemplo, 2L500 identifica un caso de dos lazos independientes realizados con un conductor de cobre de  $500 \text{ mm}^2$  de sección). El cálculo de las soluciones óptimas de dichas configuraciones pondrá de manifiesto el grado de efectividad que realmente son capaces de proporcionar, lo que permitirá seleccionar la configuración más adecuada para el caso de estudio propuesto.

### - Mitigación unilateral:

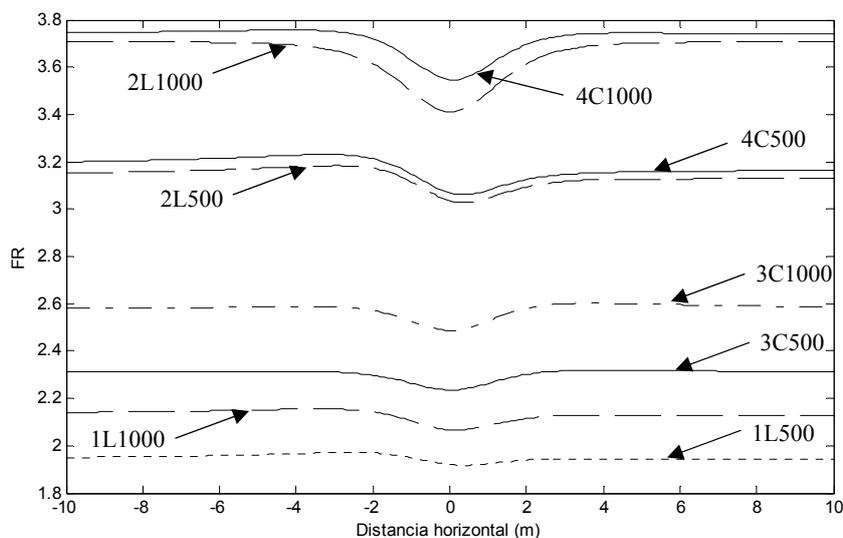
Un caso de mitigación unilateral podría ser considerar un área de interés situada a una distancia de  $5 \text{ m}$  del eje del tendido y con una altura de  $1 \text{ m}$  sobre el suelo. Las soluciones obtenidas para cada una de las configuraciones de lazos (compensadas y no compensadas) se muestran en la tabla 4.1. En ella se proporcionan los niveles de reducción en el punto de interés, así como las coordenadas y las reactancias capacitivas de cada una de las configuraciones de lazos consideradas.

En el caso de los lazos no compensados, se puede apreciar cómo los valores de mitigación alcanzados con las soluciones óptimas son reducidos, lográndose en el mejor de los casos un factor de reducción de  $3.74$  mediante cuatro conductores de  $1000 \text{ mm}^2$  cortocircuitados. Los perfiles de reducción proporcionados por dichas soluciones

presentan un comportamiento bastante uniforme, como se observa en la figura 4.3. En ella se aprecia la mejora que presenta la eficiencia de todas las configuraciones con el uso de secciones elevadas, tal y como se comentó en el capítulo 3. Asimismo se observa claramente cómo se incrementa la mitigación a medida que se utiliza un número mayor de conductores, obteniéndose los mayores niveles de reducción con las configuraciones de cuatro conductores (2L y 4C). De hecho, considerando la misma masa de cobre en los lazos, las configuraciones 2L y 4C presentan eficiencias muy similares entre sí, y superiores a los casos 1L y 3C. Más aún, las posiciones óptimas de los conductores en los casos 2L y 4C son también muy similares. En este sentido también se observa que, excepto en el caso de un único lazo (1L), el resto de configuraciones siempre disponen de algún conductor por debajo de la profundidad del tendido, lo que puede dificultar los trabajos de instalación. Por tanto, dada la escasa diferencia entre las eficiencias de las configuraciones 2L y 4C, la opción más económica que permitiría obtener los mejores resultados podría estar entre los casos 2L500 y 4C500, ya que emplear un conductor de sección más elevada encarecería demasiado el coste para introducir una mejora muy reducida en la eficiencia del lazo.

**Tabla 4.1.** Factor de reducción, coordenadas y capacidades para distintos tipos de lazos de 100 m de longitud, optimizados para una mitigación unilateral del campo magnético.

Config.	No compensado		Compensado						
	FR	Coordenadas (m)	FR	Coordenadas (m)	C <sub>1</sub> (mF)	C <sub>2</sub> (mF)	C <sub>3</sub> (mF)	C <sub>4</sub> (mF)	
1L500	1.94	(-0.45, -1.12) (0.46, -1.24)	4.8	(-0.12, -1.08) (0.48, -1.12)	86.03	-	-	-	
1L1000	2.13	(-0.47, -1.24) (0.47, -1.24)	24.16	(-0.05, -1.04) (0.47, -1.06)	88.42	-	-	-	
2L500	3.27	(-0.41, -1.1) (0.44, -1.34) (-0.44, -1.34) (0.44, -1.16)	860.64	(-0.26, -1.04) (0.4, -1.07) (-0.44, -0.75) (0.45, -0.89)	90.94	74.03	-	-	
2L1000	3.7	(-0.42, -1.39) (0.45, -1.34) (-0.44, -1.14) (0.45, -1.16)	898.67	(-0.21, -0.66) (0.41, -1.05) (-0.09, -1.46) (0.46, -1.38)	1591	93.62	-	-	
3C500	2.31	(-0.43, -1.35) (-0.42, -1.13) (0.46, -1.24)	16.94	(-0.1, -1.43) (0.08, -1.06) (0.48, -1.23)	144.68	318.31	289.37	-	
3C1000	2.6	(-0.43, -1.13) (0.47, -1.24) (-0.43, -1.37)	457.8	(-0.44, -0.85) (-0.12, -1.07) (0.47, -1.05)	55.84	102.68	636.62	-	
4C500	3.16	(-0.43, -1.35) (-0.41, -1.12) (0.43, -1.14) (0.44, -1.34)	391.02	(-0.45, -0.71) (-0.33, -1.05) (0.37, -1.08) (0.47, -0.89)	138.39	221.2	198.94	144.68	
4C1000	3.74	(-0.43, -1.37) (-0.42, -1.11) (0.44, -1.14) (0.45, -1.34)	633.93	(-0.4, -0.86) (-0.15, -1.45) (-0.09, -0.87) (0.46, -1.18)	30.6	88.42	54.88	1592.54	



**Figura 4.3.** Factor de reducción proporcionado por distintas configuraciones de lazos no compensados optimizados para una mitigación unilateral del campo magnético a 5 m del eje del tendido.

En cualquier caso, también conviene destacar los reducidos niveles de corriente que se inducen en las configuraciones de lazos no compensados (tabla 4.2), los cuales son mucho menores que las intensidades máximas que soportarían las secciones de cables consideradas (del orden de 840 A en el caso del conductor de 500 mm<sup>2</sup>). Esto hace que las pérdidas asociadas a dichas corrientes sean a su vez muy bajas. Asimismo, las tensiones inducidas en los lazos son también reducidas (del orden de 9 V para un lazo de 100 m de longitud), por lo que se podrían emplear conductores con aislamiento de baja tensión para la realización de los lazos, lo que permitiría reducir los costes.

**Tabla 4.2.** Corriente, pérdidas, tensión y potencias de compensación de las soluciones de la tabla 4.1.

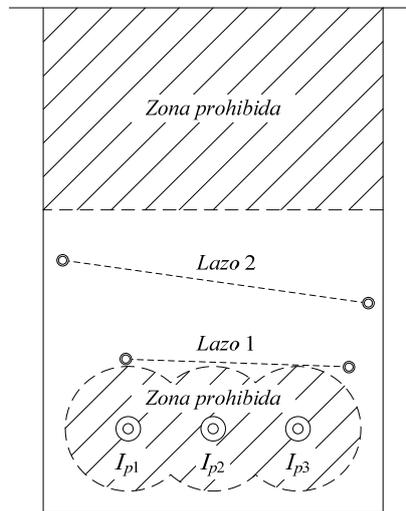
Config.	No compensado			Compensado						
	$I_l$ (A)	Pérdidas (W)	$V_l$ (V)	$I_l$ (A)	Pérdidas (W)	$V_l$ (V)	$Q_{C1}$ (VAr)	$Q_{C2}$ (VAr)	$Q_{C3}$ (VAr)	$Q_{C4}$ (VAr)
1L500	164.4	197.93	9.33	421.69	1301.7	6.7	6579.6	-	-	-
1L1000	172.41	128.41	9.02	510.8	1127.4	4.97	9395.4	-	-	-
2L500	118.07 123.85	214.33	8.85 9.11	314.29 209.39	1044.1	7.72 4.24	3457.4	1885.4	-	-
2L1000	125.71 127.25	138.22	8.77 8.86	47.24 468.89	959.44	4.71 6.03	4.46	7475.3	-	-
3C500	98 97.84	210.56	9.22 9.22	242.65 239.77	1277.4	6.79 6.42	588.79	632.4	5118.5	-
3C1000	104.73 99.3	134.88	9.02 8.92	411.39 119.3	584.66	6.13 1.47	811.28	2703.2	846.23	-
4C500	124.54 124.25 122.42	222.74	0.11 9.06 9.01	159.3 174.96 289.6	812.85	5.96 1.88 8.29	1258.02	673.46	583.72	1315.7
4C1000	129.15 126.15 127.52	142.34	8.87 0.11 8.83	60.51 145.47 243.19	616.32	6.72 5.43 7.34	2129.3	38.56	402.54	1227.4

Por otro lado, en el caso de las configuraciones compensadas las soluciones óptimas obtenidas para una mitigación unilateral proporcionan unos niveles de eficiencia mucho más elevados, llegando a valores de reducción cercanos a los 900 (tabla 4.1). Al igual que en el caso no compensado, los mejores resultados parecen obtenerse con las configuraciones con un mayor número de conductores (2L y 4C), aunque en esta ocasión la configuración 3C también ofrece buenos resultados con secciones elevadas. Sin embargo, al contrario del caso no compensado, existen mayores diferencias entre las configuraciones 2L y 4C, ya que las soluciones obtenidas para dos lazos destacan claramente por su mayor eficiencia. Esto puede entenderse como una mayor flexibilidad y versatilidad de esta configuración para adaptarse a distintas áreas de interés frente a los casos 3C y 4C.

Asimismo, al igual que ocurría en el caso no compensado, el uso de secciones elevadas mejora la eficiencia de cada una de las configuraciones analizadas, aunque su efecto se presenta de forma más acusada que en el caso no compensado. Por ejemplo, en el caso de un único lazo (1L), el incremento producido en el  $FR$  de la configuración no compensada al pasar de una sección de 500 mm<sup>2</sup> a una de 1000 mm<sup>2</sup> es del 9 %, mientras que en el caso compensado la eficiencia se ve mejorada en un 400 %. Esto confirma la mayor influencia de la resistencia del lazo en los casos compensados, tal y como se comentó en el capítulo 3.

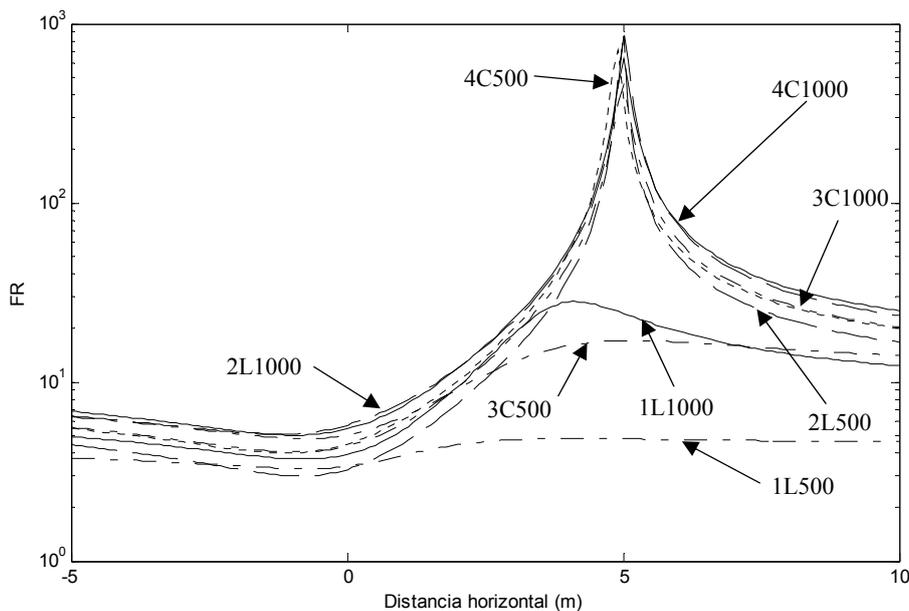
En relación a la ubicación de los lazos, las soluciones óptimas obtenidas para una mitigación unilateral (tabla 4.1) parecen disponer los conductores fundamentalmente por encima del tendido, aunque siguen existiendo casos en los que algún conductor

queda por debajo del mismo. En este sentido, se observa que la configuración 2L500 puede ser la mejor solución a adoptar, ya que proporciona prácticamente la misma reducción que el caso 2L1000 empleando un conductor de menor sección y ubicando sus dos lazos por encima del tendido (figura 4.4), a diferencia del caso 2L1000 que dispone uno de ellos bajo el mismo. Esto facilita notablemente su instalación tanto en líneas existentes como de nueva construcción, haciéndolo más adecuado para su aplicación en situaciones reales.



**Figura 4.4.** Disposición de conductores en la configuración 2L500 compensada.

En cualquier caso, los perfiles de reducción a 1 m sobre el suelo proporcionados por dichas soluciones se presentan en la figura 4.5, donde se puede apreciar cómo las soluciones óptimas de los lazos analizados concentran su efectividad sobre el punto de interés situado a 5 m del eje del tendido. No obstante, también se observa cómo la reducción decae rápidamente con la distancia al punto de interés, aunque la mayoría de las soluciones obtenidas mantienen una reducción superior a 10 en gran parte de la franja derecha del tendido, proporcionando un alto grado de protección a una extensa región centrada en el área de interés.



**Figura 4.5.** Factor de reducción proporcionado por distintas configuraciones de lazos compensados optimizados para una mitigación unilateral del campo magnético a 5 m del eje del tendido.

El alto grado de mitigación alcanzado es posible gracias a las elevadas corrientes que se inducen en las configuraciones compensadas mediante condensadores, como puede observarse en la tabla 4.2, con valores muy por encima de los inducidos en los casos no compensados. Sin embargo, a consecuencia de esto las pérdidas presentes en las configuraciones compensadas también son mucho más elevadas, alcanzando valores máximos de 1.3 kW para el caso de un lazo de 100 m de longitud.

Por otra parte, los niveles de tensión inducida son del mismo orden, incluso algo menores, que los presentes en el caso no compensado, por lo que siguen siendo válidos los conductores de baja tensión para la realización de los lazos. Sin embargo, el gran inconveniente de las configuraciones compensadas es la elevada capacidad de los condensadores de compensación necesarios para alcanzar tales niveles de reducción. En concreto, para lazos de 100 m de longitud, las capacidades requeridas oscilan entre 30 y 1592 mF. Asimismo, existen soluciones que requieren también de unos condensadores con elevada potencia reactiva, llegando a niveles de 9.39 kVAr. En ambos casos los valores son excesivamente elevados para su implementación en la práctica. Este aspecto será analizado detalladamente en apartados posteriores.

- Mitigación bilateral:

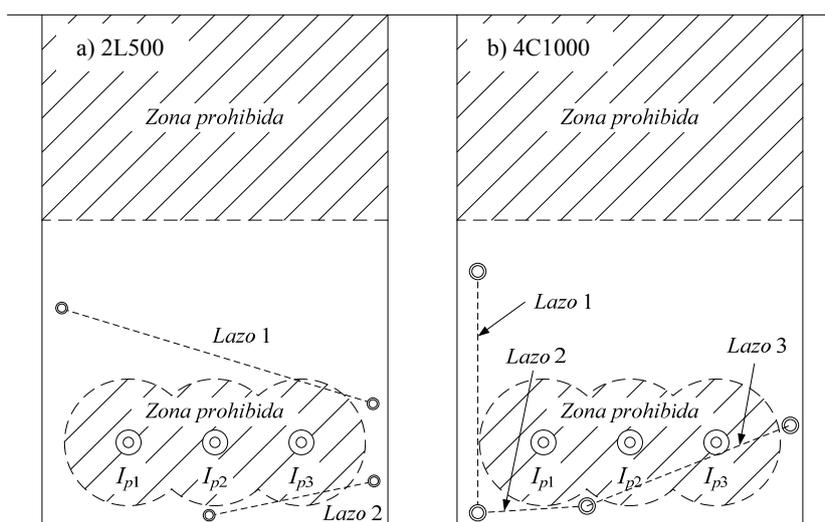
En el caso que se requiera minimizar el campo a ambos lados del tendido se realizaría una mitigación bilateral del campo magnético. Esto puede implementarse en el algoritmo de optimización considerando un área de interés compuesta por dos puntos situados a una distancia de 5 m a ambos lados del eje del tendido, y con una altura de 1 m sobre el suelo. En este caso el algoritmo buscaría maximizar el factor de reducción más bajo de ambos puntos, es decir, trataría de maximizar el mínimo factor de reducción del área de interés. Las soluciones obtenidas en esta situación para cada una de las configuraciones de lazos (compensadas y no compensadas) se muestran en la tabla 4.3. En ella se proporcionan los niveles de reducción en el punto de interés, así como las coordenadas y las reactancias capacitivas de cada una de las configuraciones de lazos consideradas.

**Tabla 4.3.** Factor de reducción, coordenadas y capacidades para distintos tipos de lazos de 100 m de longitud, optimizados para una mitigación bilateral del campo magnético.

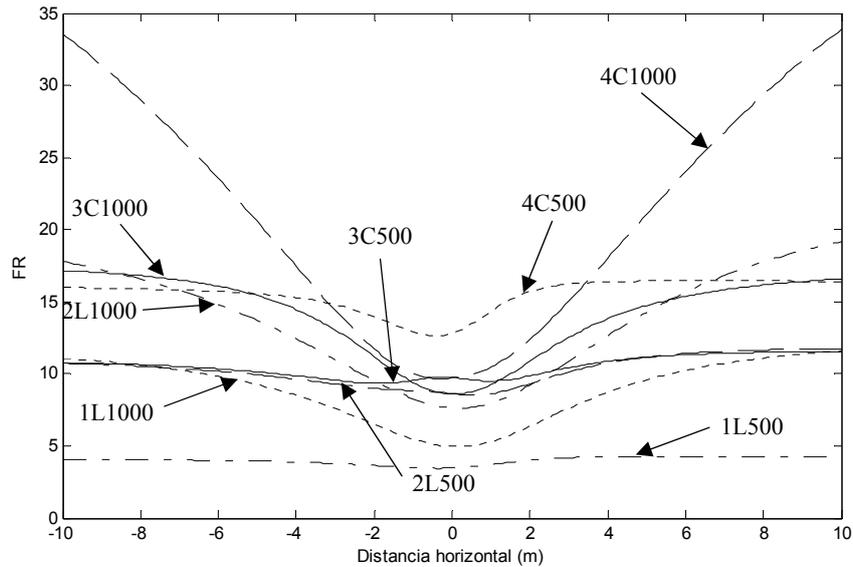
Config.	No compensado		Compensado						
	FR	Coordenadas (m)	FR	Coordenadas (m)	C <sub>1</sub> (mF)	C <sub>2</sub> (mF)	C <sub>3</sub> (mF)	C <sub>4</sub> (mF)	
1L500	1.94	(-0.45, -1.12) (0.46, -1.24)	3.95	(-0.12, -1.08) (0.47, -1.09)	83.76	-	-	-	
1L1000	2.13	(-0.47, -1.24) (0.47, -1.24)	9.25	(-0.12, -1.07) (0.44, -1.06)	93.62	-	-	-	
2L500	3.27	(-0.41, -1.1) (0.44, -1.34) (-0.44, -1.34) (0.44, -1.16)	9.94	(-0.46, -0.86) (0.43, -1.13) (-0.03, -1.46) (0.47, -1.35)	99.47	79.57	-	-	
2L1000	3.7	(-0.42, -1.39) (0.45, -1.34) (-0.44, -1.14) (0.45, -1.16)	13.72	(-0.36, -1.04) (0.43, -1.03) (-0.14, -1.47) (0.47, -1.45)	795.77	96.45	-	-	
3C500	2.31	(-0.43, -1.35) (-0.42, -1.13) (0.46, -1.24)	10.13	(-0.48, -0.85) (-0.1, -1.43) (0.47, -1.24)	53.05	83.76	1061	-	
3C1000	2.6	(-0.43, -1.13) (0.47, -1.24) (-0.43, -1.37)	14.73	(-0.47, -1.31) (-0.12, -1.43) (0.46, -1.33)	127.32	81.62	795.77	-	
4C500	3.16	(-0.43, -1.35) (-0.41, -1.12) (0.43, -1.14) (0.44, -1.34)	16.12	(-0.48, -1.37) (-0.04, -1.04) (0.46, -1.2) (0.48, -0.88)	454.73	198.94	187.24	132.63	
4C1000	3.74	(-0.43, -1.37) (-0.42, -1.11) (0.44, -1.14) (0.45, -1.34)	20.54	(-0.47, -1.45) (-0.45, -0.75) (-0.12, -1.43) (0.47, -1.23)	99.47	58.94	48.97	3183.1	

Como se puede observar, las soluciones obtenidas en los casos no compensados son exactamente las mismas que las que se obtuvieron en el caso de mitigación unilateral (tabla 4.1), por lo que las conclusiones obtenidas anteriormente siguen teniendo validez para la situación de mitigación bilateral mediante lazos no compensados.

En el caso de las configuraciones compensadas, los niveles de mitigación obtenidos son más elevados que los ofrecidos por los casos no compensados, aunque sin llegar a los elevados niveles de reducción alcanzados con las soluciones óptimas del caso de mitigación unilateral compensado. No obstante, como ocurría en los casos anteriores, también se observa cómo va creciendo la eficiencia a medida que se incrementa el número de conductores y la sección de los mismos, alcanzándose un máximo de reducción de 20.54 con cuatro conductores cortocircuitados de  $1000 \text{ mm}^2$ . Sin embargo, en este caso los resultados de la configuración 2L son ahora ligeramente menores a los proporcionados por la configuración 3C, siendo el caso 4C el que destaca por proporcionar los mayores niveles de reducción de las configuraciones analizadas. Por otro lado, en la tabla 4.3 se comprueba nuevamente la influencia de la sección de lazo en la mitigación alcanzada, obteniéndose mejores resultados con secciones más elevadas, tal y como se ha venido observando anteriormente. Sin embargo, al tratarse de configuraciones compensadas la influencia es mayor que en los casos no compensados, ya que mientras en estos últimos la mejora de la eficiencia al pasar de un conductor de  $500 \text{ mm}^2$  a otro de  $1000 \text{ mm}^2$  ronda el 15 %, en los compensados la eficiencia se eleva entre un 27 % y un 135 %. Asimismo, también se desprende de dicha tabla que, tanto en configuraciones compensadas como no compensadas, las localizaciones óptimas de los lazos analizados presentan conductores situados por debajo del nivel de las fases (figura 4.6), a excepción del caso de la configuración 1L. Parece por tanto claro que, mientras en los casos de mitigación unilateral los conductores suelen estar preferentemente por encima del tendido, en situaciones de mitigación bilateral es habitual que existan conductores, e incluso lazos, por debajo del mismo.



**Figura 4.6.** Disposición de conductores en las configuraciones 2L500 (a) y 4C1000 (b) para una mitigación bilateral compensada.



**Figura 4.7.** Factor de reducción proporcionado por distintas configuraciones de lazos compensados optimizados para una mitigación bilateral del campo magnético a 5 m del eje del tendido.

Los perfiles de reducción proporcionados por las soluciones óptimas de la tabla 4.3 para una mitigación bilateral del campo se muestran en la figura 4.7. Como se puede observar, dichas soluciones presentan unos perfiles bastante simétricos, alcanzando niveles muy similares de mitigación a ambos lados del tendido. Además, también se aprecia una mayor eficiencia de los lazos en las zonas laterales en detrimento de la zona central, lo que pone de manifiesto cómo las soluciones óptimas obtenidas focalizan su eficiencia en las zonas próximas al área de interés considerada. Por otro lado, se comprueba la mayor eficiencia de las configuraciones de lazos con conductores comunes, en especial la configuración 4C1000, así como el comportamiento similar que presentan las soluciones de las configuraciones 2L y 3C, tal y como se comentó con anterioridad.

**Tabla 4.4.** Corriente, pérdidas, tensión y potencias de compensación de las soluciones de la tabla 4.3.

Config.	No compensado			Compensado						
	$I_l$ (A)	Pérdidas (W)	$V_l$ (V)	$I_l$ (A)	Pérdidas (W)	$V_l$ (V)	$Q_{C1}$ (VAr)	$Q_{C2}$ (VAr)	$Q_{C3}$ (VAr)	$Q_{C4}$ (VAr)
1L500	164.4	197.93	9.33	442.97	1436.4	6.55	7456.6	-	-	-
1L1000	172.41	128.41	9.02	511.47	1130.1	6.35	8894.5	-	-	-
2L500	118.07 123.85	214.33	8.85 9.11	107.8 392.17	1210.9	6.74 5.34	267.2	6152.1	-	-
2L1000	125.71 127.25	128.41	9.02	99.73 365.3	619.48	7.32 5.96	39.78	4403.9	-	-
3C500	98 97.84	210.56	9.22 9.22	423.12 297.46	1040	6.79 1.76	997.63	3362.24	537.1	-
3C1000	104.73 99.3	134.88	9.02 8.92	375.01 168.48	496.59	8.79 2.96	1522	1107.1	562.54	-
4C500	124.54 124.25 122.42	222.74	0.11 9.06 9.01	195.85 130.97 268.91	846.38	8.63 2.34 5.95	268.51	1157.1	1758.2	411.68
4C1000	129.15 126.15 127.52	134.88	9.02 8.92	104.15 341.74 183.59	358.34	1.52 7.19 2.16	1078.6	585.77	296.12	116.79

Por otra parte, la tabla 4.4 muestra los niveles de las corrientes y tensiones inducidas en los lazos de cada una de las configuraciones, donde no se aprecian grandes diferencias

en relación a lo observado anteriormente en el caso unilateral. Los niveles de corriente continúan siendo mucho más elevados en los casos compensados que en los casos no compensados, y por tanto también sus pérdidas. Lo mismo ocurre con las tensiones inducidas en los lazos, las cuales permanecen en valores muy reducidos. Asimismo, las capacidades y potencias de los condensadores de compensación necesarios siguen siendo tan elevadas como en el caso de mitigación unilateral. En concreto, para lazos de 100 m de longitud, las capacidades requeridas oscilan entre 49 y 3183 mF, mientras que las potencias lo hacen entre 39 VAr y 8.89 kVAr.

De todo esto se desprende que, para una misma sección de conductor, las configuraciones de conductores cortocircuitados son la opción más efectiva a la hora de realizar la mitigación bilateral de un tendido subterráneo. Por tanto, en base a los resultados obtenidos, parece lógico pensar que la configuración 4C500 podría ser la opción más interesante, ya que proporciona unos niveles bastante aceptables de mitigación en toda la zona protegida empleando una sección no muy elevada. Por el contrario, si los requerimientos de mitigación son elevados, la configuración 4C1000 sería la solución a elegir, siempre y cuando el precio del conductor de 1000 mm<sup>2</sup> compense la mejora obtenida en la eficiencia del lazo.

### **4.3. Lazos pasivos compensados multiespira**

La utilización de lazos de compensación para la mitigación del campo magnético de líneas subterráneas permite obtener reducciones muy elevadas en algunas situaciones, tal y como se ha podido comprobar anteriormente. Fundamentalmente esto es posible cuando se emplean lazos pasivos que incluyen condensadores de compensación, ya que permiten incrementar la corriente inducida en los lazos, y por tanto su eficiencia. Sin embargo, en esos mismos condensadores radica la principal desventaja de estas configuraciones, ya que son necesarias unas capacidades muy elevadas de difícil implementación en una situación real. Por ello, existen algunos estudios [3] en los que, de manera aproximada, se ha verificado que dichas capacidades pueden ser reducidas cuando se emplean lazos con varias vueltas o espiras. De esta forma, la reactancia inductiva del lazo se ve incrementada notablemente, por lo que son necesarias reactancias capacitivas también más elevadas (o lo que es lo mismo, menores capacidades) para lograr una buena eficiencia del lazo. Por ello, a continuación se proponen los modelos de dos nuevas configuraciones de lazo que son el resultado de incluir un mayor número de vueltas en los casos de lazos independientes y con conductor común presentados en el capítulo 3. Asimismo, se aplicará nuevamente el procedimiento de optimización a un caso particular a fin de comparar los resultados que ofrecen las nuevas configuraciones frente a los casos de lazos con una única vuelta. Finalmente, se realizará un análisis de sensibilidad que permitirá mostrar las ventajas e inconvenientes de todas las configuraciones de lazo analizadas.

#### **4.3.1. Lazos independientes**

Un sistema de lazos independientes con varias espiras se muestra en la figura 4.8 (caso de dos espiras). La corriente inducida en cada uno de los lazos puede determinarse mediante la expresión (3.36) obtenida anteriormente.

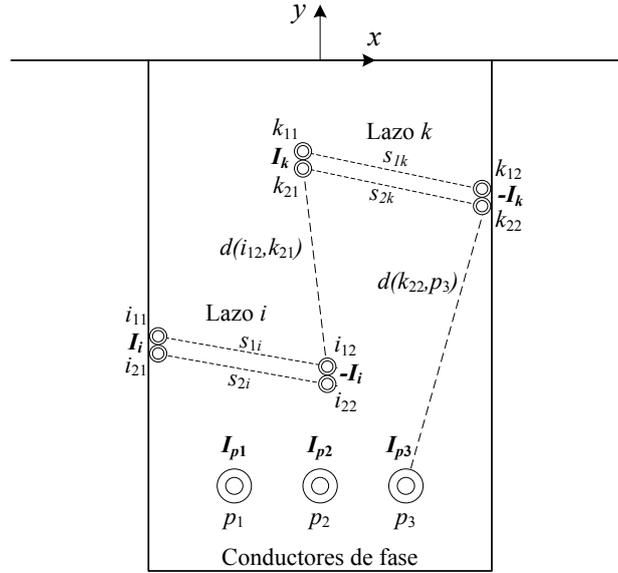


Figura 4.8. Lazos independientes de dos espiras.

En el capítulo 3 se establecieron las expresiones que permiten determinar los términos de las matrices  $Z'_l$  y  $Z'_{lp}$  presentes en la relación (3.36). Sin embargo, estas expresiones deben ser de nuevo obtenidas para considerar lazos con un determinado número de vueltas o espiras. Para desarrollar las nuevas expresiones partiremos, a modo de ejemplo, de un caso sencillo compuesto por un único lazo compensado realizado mediante dos espiras. La figura 4.9 muestra su circuito equivalente en función de las características propias de los conductores empleados en el lazo ( $c_1, c_2, c_3$  y  $c_4$ ) y las tensiones inducidas en los mismos ( $V'_{c1}, V'_{c2}, V'_{c3}, V'_{c4}$ ) por las corrientes que recorren una línea trifásica ( $I_{p1}, I_{p2}$  e  $I_{p3}$ ).

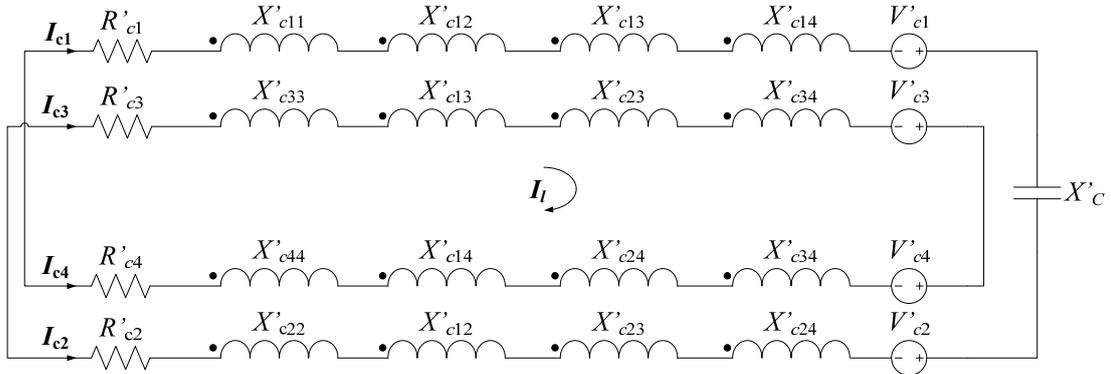


Figura 4.9. Circuito equivalente de un lazo compensado de dos espiras.

Analizando el circuito y teniendo en cuenta que  $I_l = I_{c1} = I_{c3} = -I_{c2} = -I_{c4}$ , y suponiendo que se emplea un único tipo de conductor para crear el lazo ( $R'_{c1} = R'_{c2} = R'_{c3} = R'_{c4}$  y  $X'_{c11} = X'_{c22} = X'_{c33} = X'_{c44}$ ) se obtiene la siguiente relación

$$\begin{aligned}
 V'_{c1} + V'_{c3} - V'_{c2} - V'_{c4} = \\
 = 2I_l(2R'_{c1} + 2jX'_{c11} + jX'_{c13} + jX'_{c24} - jX'_{c12} - jX'_{c14} - jX'_{c23} - jX'_{c34}) - jX'_c I_l
 \end{aligned}
 \tag{4.6}$$

De la relación (4.6) se obtiene que la impedancia del lazo  $Z'_l$  sería el término

$$Z'_l = 2(2R'_{c1} + 2jX'_{c11} + jX'_{c13} + jX'_{c24} - jX'_{c12} - jX'_{c14} - jX'_{c23} - jX'_{c34}) - jX'_{c'} \quad (4.7)$$

Dado que al emplear un único conductor también se cumple que  $rgm_{c1} = rgm_{c2} = rgm_{c3} = rgm_{c4} = rgm$ , la ecuación (4.7) puede expresarse en función de las relaciones (3.10), (3.11) y (3.45) de la forma

$$\begin{aligned} Z'_l = & \left( 2R'_{c1} + j\omega \frac{\mu_o}{\pi} \ln \frac{d(c_1, c_2)}{rgm} \right) + \left( 2R'_{c1} + j\omega \frac{\mu_o}{\pi} \ln \frac{d(c_3, c_4)}{rgm} \right) + \\ & + 2 \left( j\omega \frac{\mu_o}{2\pi} \ln \frac{d(c_1, c_4) \cdot d(c_2, c_3)}{d(c_1, c_3) \cdot d(c_2, c_4)} \right) - j \frac{1}{\omega C'} = Z'_{l1} + Z'_{l2} + 2Z'_{l12} - j \frac{1}{\omega C'} \end{aligned} \quad (4.8)$$

De la simple observación de la expresión (4.8) se deduce claramente que la impedancia propia del lazo está compuesta por cuatro términos fundamentales: la impedancia propia de las dos espiras ( $Z'_{l1}$  y  $Z'_{l2}$ ), la impedancia mutua entre ambas espiras ( $Z'_{l12}$ ) y la impedancia del condensador. Además, también se observa que las expresiones de los términos  $Z'_{l1}$ ,  $Z'_{l2}$  y  $Z'_{l12}$  se corresponden directamente con las relaciones (3.20) y (3.32) ya determinadas en el capítulo 3.

Por otro lado, la tensión inducida en el lazo vendrá dada por  $V'_l = V'_{c1} + V'_{c3} - V'_{c2} - V'_{c4}$ , que considerando la expresión (3.12) puede expresarse de la siguiente manera

$$\begin{aligned} V'_l = & -j\omega \frac{\mu_o}{2\pi} \left[ \left( \ln \frac{d(c_2, p_1)}{d(c_1, p_1)} + \ln \frac{d(c_4, p_1)}{d(c_3, p_1)} \right) \mathbf{I}_{p1} + \right. \\ & \left. + \left( \ln \frac{d(c_2, p_2)}{d(c_1, p_2)} + \ln \frac{d(c_4, p_2)}{d(c_3, p_2)} \right) \mathbf{I}_{p2} + \left( \ln \frac{d(c_2, p_3)}{d(c_1, p_3)} + \ln \frac{d(c_4, p_3)}{d(c_3, p_3)} \right) \mathbf{I}_{p3} \right] \end{aligned} \quad (4.9)$$

siendo  $d(c_1, p_1)$ ,  $d(c_2, p_1)$ , ...,  $d(c_4, p_3)$  las distancias de cada uno de los conductores que forman el lazo ( $c_1$ ,  $c_2$ ,  $c_3$  y  $c_4$ ) a cada una de las fases ( $p_1$ ,  $p_2$  y  $p_3$ ). Como se vio en el capítulo 3, esta ecuación puede expresarse en forma matricial mediante la relación (3.22). Sin embargo, para el caso de un lazo con dos espiras, los términos de las reactancias mutuas  $X'_{lp1}$ ,  $X'_{lp2}$  y  $X'_{lp3}$  se ven modificados, siendo la inductancia mutua del lazo con la fase  $p_f$  la suma de las inductancias mutuas de las dos espiras que forman el lazo con dicha fase, en la forma

$$X'_{lp_f} = X'_{1,p_f} + X'_{2,p_f}, \quad \text{para } f = 1, \dots, m \quad (4.10)$$

siendo  $X'_{1,p_f}$  y  $X'_{2,p_f}$  las inductancias mutuas de las espiras 1 y 2 del lazo con la fase  $p_f$  respectivamente, las cuales pueden determinarse mediante la relación (3.23) hallada en el capítulo 3.

Si se considera el caso de varios lazos independientes, el resto de términos que conforman la matriz de impedancias de lazos  $Z'_l$  se pueden determinar con un procedimiento similar, en el que las impedancias mutuas entre dos lazos serán la suma de las impedancias mutuas de cada una de las espiras de un lazo con las espiras del otro lazo.

Por tanto, si generalizamos para un sistema como el de la figura 4.8, donde existen  $n$  lazos independientes ( $i = 1, \dots, n$ ), cada uno de ellos con  $t_i$  vueltas, y en el que las posiciones de cada una de las espiras ( $h = 1, \dots, t_i$ ) de un lazo genérico  $i$  están situadas en las coordenadas  $i_{h1}(x_{h1}^i, y_{h1}^i)$ ,  $i_{h2}(x_{h2}^i, y_{h2}^i)$ , la impedancia propia del lazo podría expresarse mediante la relación

$$Z'_{ii} = t_i R'_{ii} + j(X'_i - X'_{Ci}), \quad \text{para } i = 1, \dots, n \quad (4.11)$$

donde  $R'_{ii} = 2R'_{ci}$  es la resistencia por unidad de longitud de cada espira del lazo  $i$ ,  $X'_i$  es la reactancia inductiva de todo el lazo  $i$ , y  $X'_{Ci}$  es la reactancia capacitiva del condensador de compensación insertado dada por la expresión (3.45). Asimismo, en base a lo observado en la expresión (4.8), la reactancia del lazo  $i$  completo ( $X'_i$ ) puede expresarse como la suma de las reactancias propias de cada una de las espiras que forman el lazo y las reactancias mutuas existentes entre las mismas, o lo que es lo mismo

$$X'_i = \sum_{h=1}^{t_i} X_h^i + \sum_{\substack{h,r=1 \\ h \neq r}}^{t_i} X_{hr}^i, \quad \text{con } i = 1, \dots, n \quad (4.12)$$

siendo  $X_h^i$  la reactancia propia de cada espira  $h$  del lazo  $i$ , y  $X_{hr}^i$  la reactancia mutua entre dos espiras cualesquiera  $h$  y  $r$  del lazo  $i$ . Ambos términos pueden expresarse mediante las relaciones (3.20) y (3.32) como

$$X_h^i = \omega \frac{\mu_o}{\pi} \ln \frac{s_{ih}}{rgm_i} \quad \begin{array}{l} i = 1, \dots, n \\ h = 1, \dots, t_i \end{array} \quad (4.13)$$

$$X_{hr}^i = \omega \frac{\mu_o}{2\pi} \ln \frac{d(i_{h1}, i_{r2})d(i_{h2}, i_{r1})}{d(i_{h1}, i_{r1})d(i_{h2}, i_{r2})} \quad \begin{array}{l} h, r = 1, \dots, t_i \\ h \neq r \end{array} \quad (4.14)$$

con

- $s_{ih}$ : Ancho de la espira  $h$  del lazo  $i$ ;
- $rgm_i$ : Radio geométrico medio del conductor del lazo  $i$ .

Los restantes términos para el cálculo de la corriente inducida en los lazos mediante la expresión (3.36) pueden determinarse de manera análoga. En concreto, los términos relativos a las impedancia mutuas entre dos lazos presentes en la matriz  $Z'_l$  se pueden determinar como la suma de las impedancias mutuas entre las distintas espiras de cada uno de los lazos, lo que puede ser expresado como

$$Z'_{lik} = \sum_{h=1}^{t_i} \sum_{r=1}^{t_k} Z'_{hi,rk} \quad \begin{array}{l} i, k = 1, \dots, n \\ i \neq k \end{array} \quad (4.15)$$

$$Z'_{hi,rk} = j\omega \frac{\mu_o}{2\pi} \ln \frac{d(i_{h1}, k_{r2})d(i_{h2}, k_{r1})}{d(i_{h1}, k_{r1})d(i_{h2}, k_{r2})} \quad \begin{array}{l} h = 1, \dots, t_i \\ r = 1, \dots, t_k \end{array} \quad (4.16)$$

donde  $Z'_{hi,rk}$  es la impedancia mutua entre la vuelta  $h$  del lazo  $i$  y la vuelta  $r$  del lazo  $k$ , siendo  $t_i$  y  $t_k$  el número de vueltas de los lazos  $i$  y  $k$ , respectivamente.

Finalmente, las impedancias mutuas entre fases y lazos de la matriz  $Z'_{lp}$  pueden determinarse aplicando el mismo procedimiento. Es decir, la impedancia mutua entre la

fase  $p_f$  y el lazo  $i$  puede calcularse como la suma de la reactancia mutua de la fase  $p_f$  con cada una de las  $t_i$  vueltas del lazo  $i$ , mediante las expresiones

$$Z'_{i,p_f} = j \sum_{h=1}^{t_i} X'_{hi,p_f} \quad \begin{matrix} i = 1, \dots, n \\ f = 1, \dots, m \end{matrix} \quad (4.17)$$

$$X'_{hi,p_f} = \omega \frac{\mu_o}{2\pi} \ln \frac{d(i_{h2}, p_f)}{d(i_{h1}, p_f)} \quad h = 1, \dots, t_i \quad (4.18)$$

siendo  $X'_{hi,p_f}$  la reactancia mutua entre la fase  $p_f$  y la vuelta  $h$  del lazo  $i$ .

En el apartado 4.3.3 se analizarán en detalle los resultados que ofrecen este tipo de lazos compensados. Para ello se resolverá el problema de optimización (4.5) introducido anteriormente considerando las restricciones (4.2) a (4.4). Sin embargo, esta última restricción debe tener en cuenta el hecho de que en esta configuración hay varios conductores formando las distintas vueltas del lazo, por lo que debe replantearse para asegurar la distancia mínima  $c_{min}$  de separación entre conductores de fase y los conductores de cada espira  $h$  del lazo. Esto puede formularse como

$$d(i_{h\alpha}, p_f) \geq c_{min} \quad \text{con } i = 1, \dots, n; h = 1, \dots, t_i; \alpha = 1, 2; f = 1, \dots, m. \quad (4.19)$$

donde  $(d(i_{h\alpha}, p_f))$  es la distancia entre cada uno de los dos conductores que forman la espira  $h$  del lazo  $i$  con la fase  $p_f$ .

### 4.3.2. Lazos encadenados

Como se acaba de ver en el apartado anterior, introducir un mayor número de vueltas en las configuraciones de lazos independientes no presenta una excesiva complicación en cuanto a la disposición geométrica de los conductores. Sin embargo, no es tan evidente disponer de lazos con varias espiras en el caso de conductores cortocircuitados formando lazos con algún conductor en común. A continuación se propone una posible solución mediante una configuración de lazos encadenados (figura 4.10b).

Esta configuración consiste en disponer  $n$  lazos independientes compuestos por  $t$  espiras, y dispuestos geoméricamente de manera que dos lazos consecutivos tienen algunos de sus conductores longitudinales en contacto e instalados a la misma profundidad. Un ejemplo de ello se observa en la figura 4.10, donde se muestran las configuraciones de lazos con conductor común y su evolución a la configuración de lazos encadenados. Como se puede observar, en esta nueva configuración la ubicación de los conductores longitudinales de cada lazo se encuentra siempre ligada a la profundidad de los tramos longitudinales de los lazos contiguos, emulando la configuración de lazos con conductores comunes. Asimismo, además de permitir el uso de un cierto número de vueltas en los lazos, también pueden presentar ciertas ventajas a la hora de materializar su instalación en la zanja. Por ejemplo, para el caso de la figura 4.10b, se puede observar cómo es posible instalar tres lazos encadenados empleando únicamente tres puntos de fijación de los conductores. Sin embargo, para instalar tres lazos totalmente independientes serían necesarios seis puntos, lo que complicaría bastante los trabajos en la zanja.

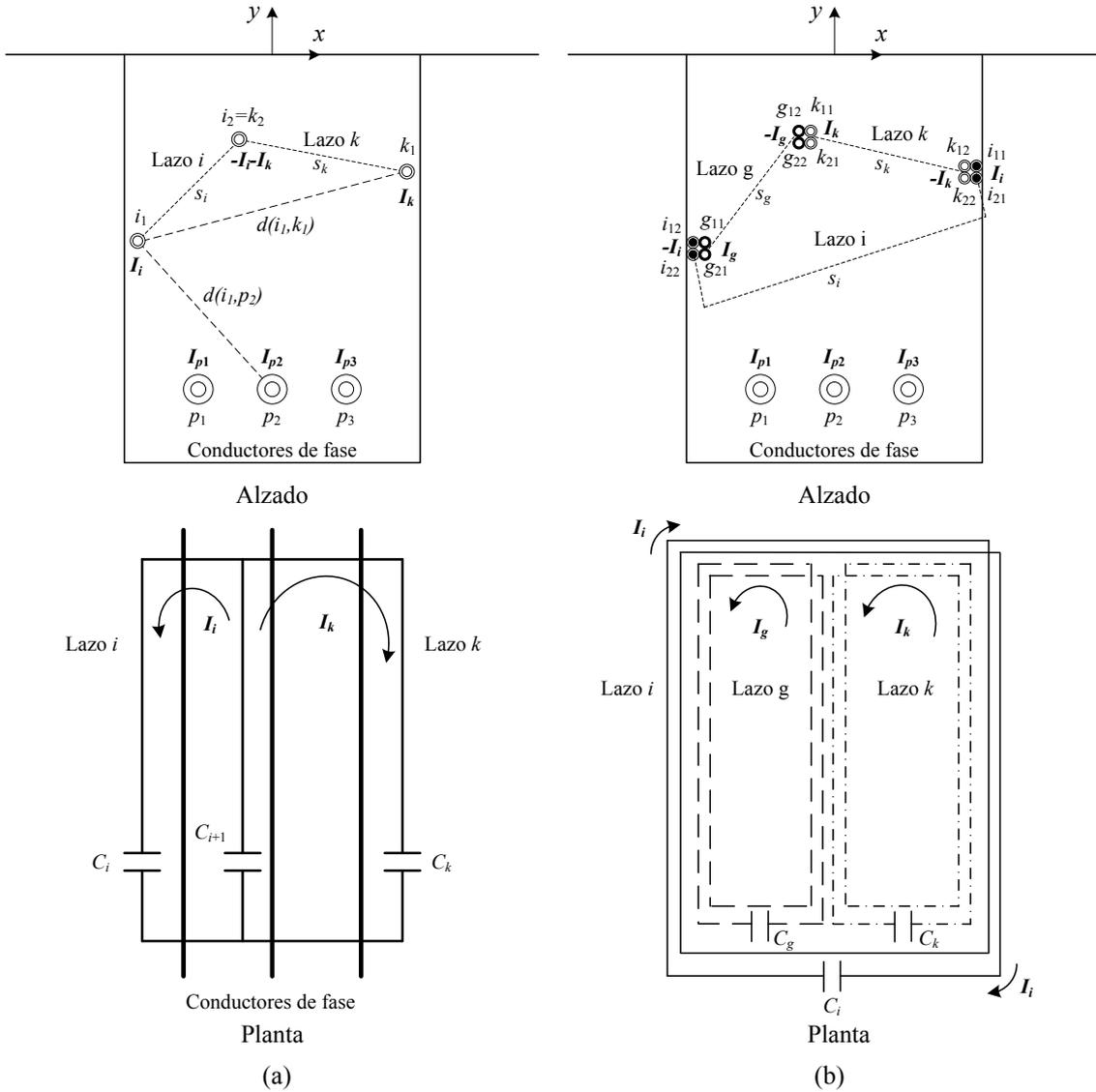


Figura 4.10. Configuraciones de lazos con conductor común (a) y lazos encadenados (b).

Dado que esta nueva configuración se realiza empleando lazos independientes, a la hora de calcular la corriente inducida en los mismos las expresiones obtenidas en el apartado anterior son totalmente válidas. La diferencia estriba únicamente en que en este nuevo caso los conductores longitudinales de lazos contiguos deben permanecer en contacto e instalados a la misma profundidad. Esto deberá tenerse en cuenta a la hora de plantear el problema de optimización que permita obtener la localización y capacidades óptimas de los lazos para una determinada situación. Para ello es necesario añadir dos nuevas restricciones a las anteriormente enunciadas (4.2), (4.3) y (4.19):

$$d(i_{h2}, g_{h1}) = D_l \quad i, g = 1, \dots, n; \quad i \neq g \quad (4.20)$$

$$y_{h2}^i = y_{h1}^g, \quad h = 1, 2 \quad (4.21)$$

donde  $d(i_{h2}, g_{h1})$  es la distancia entre dos conductores longitudinales de dos espiras de lazos contiguos,  $D_l$  es el diámetro externo del conductor empleado en los lazos e  $y_{h2}^i, y_{h1}^g$  las coordenadas de instalación (profundidad) de ambos conductores (figura 4.11).

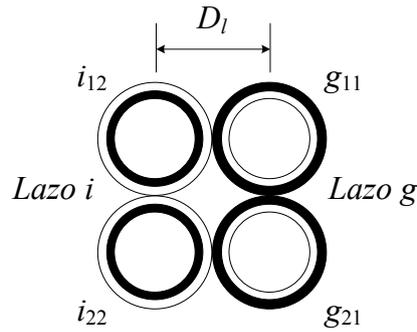


Figura 4.11. Conductores longitudinales de lazos  $i$  y  $g$  en contacto.

### 4.3.3. Optimización y análisis de sensibilidad

Para analizar la efectividad de las dos configuraciones de lazos multiespira introducidas anteriormente, se ha resuelto el problema de optimización (4.5) para distintas configuraciones de dichos lazos aplicadas al caso de una línea de 132 kV definida en el apartado 4.2.2. En dicha línea los conductores de fase son de  $630 \text{ mm}^2$  de sección, con una separación entre las fases de  $w_p = 0.25 \text{ m}$  y por los cuales circulan tres corrientes ( $I_{p1}$ ,  $I_{p2}$  e  $I_{p3}$ ) de 700 A de valor eficaz. El tendido se realiza a una profundidad  $d_p = 1.25 \text{ m}$ , en una zanja de anchura  $w_t = 1 \text{ m}$  y de profundidad máxima  $d_t = 1.5 \text{ m}$ .

A fin de comparar las prestaciones de las nuevas configuraciones, también se han considerado en el problema las soluciones óptimas de las configuraciones de lazos con una única vuelta obtenidas en el apartado 4.2.2. En total se han analizado cuatro tipos de disposiciones de lazos: Un único lazo independiente (1L), dos lazos independientes (2L), tres lazos encadenados (3LE) y cuatro lazos encadenados (4LE). En todos estos casos se han considerado configuraciones desde 1 hasta 8 vueltas por lazo. Asimismo, el problema de optimización se ha resuelto considerando dos posibles secciones netas de lazo:  $500 \text{ mm}^2$  (caso A) y  $1000 \text{ mm}^2$  (caso B). Para obtener aproximadamente dichas secciones totales en los casos multiespira, se han considerado conductores de secciones que oscilan entre los  $70 \text{ mm}^2$  y los  $1000 \text{ mm}^2$ , cuyas características, obtenidas de catálogos comerciales, se muestran en la tabla 4.5.

Tabla 4.5. Características de diversos conductores de cobre empleados en los lazos<sup>1</sup>.

Parámetro	Sección ( $\text{mm}^2$ )				
	1000	500	240	120	70
Diámetro externo (mm)	58	36	26	19	16
rgm (mm)	14.8	10.3	7.2	5.06	3.82
Resistencia ( $\Omega/\text{km}$ ) AC 20°C	0.0216	0.0366	0.0755	0.1531	0.2678

En este caso se han obtenido las soluciones óptimas para conseguir la máxima mitigación del campo en un punto situado a 1 m sobre el suelo y a 5 m del eje del tendido (mitigación unilateral), situación típica de una línea subterránea que discurre por una calle en la que existen edificios cercanos a un lado del recorrido del tendido. Asimismo, para cada una de las configuraciones analizadas se ha considerado una profundidad mínima de los lazos de  $d_{\min} = 0.6 \text{ m}$ , y una separación mínima entre los conductores de las fases y los lazos de  $c_{\min} = 0.15 \text{ m}$ .

<sup>1</sup> Conductores de baja tensión (0.6/1 kV), excepto para  $1000 \text{ mm}^2$  que se ha tomado de 6/10 kV.

Las soluciones óptimas obtenidas para cada una de las configuraciones analizadas se muestran en la tabla 4.6, donde se incluyen los niveles de reducción obtenidos en cada caso, así como las capacidades óptimas a insertar en el caso de considerar lazos de 100 m de longitud.

**Tabla 4.6.** Factor de reducción y capacidades óptimas para lazos de 100 m de longitud.

Config.	Caso A: 500 mm <sup>2</sup> de sección total (C en mF)				Caso B: 1000 mm <sup>2</sup> de sección total (C en mF)			
	1 vuelta 500mm <sup>2</sup>	2 vueltas 240mm <sup>2</sup>	4 vueltas 120mm <sup>2</sup>	8 vueltas 70mm <sup>2</sup>	1 vuelta 1000mm <sup>2</sup>	2 vueltas 500mm <sup>2</sup>	4 vueltas 240mm <sup>2</sup>	8 vueltas 120mm <sup>2</sup>
1 Lazo indep.	FR = 4.8 C = 86.03	FR = 4.30 C = 23.93	FR = 4.28 C = 6.12	FR = 5.15 C = 1.75	FR = 24.16 C = 88.42	FR = 89.03 C = 25.67	FR = 87.75 C = 6.36	FR = 86.97 C = 1.66
2 Lazos indep.	FR = 860.64 C <sub>1</sub> = 90.94 C <sub>2</sub> = 74.03	FR = 1118.91 C <sub>1</sub> = 26.75 C <sub>2</sub> = 19.18	FR = 1567.6 C <sub>1</sub> = 4.75 C <sub>2</sub> = 6.5	FR = 1668.1 C <sub>1</sub> = 1.43 C <sub>2</sub> = 1.8	FR = 898.67 C <sub>1</sub> = 1591 C <sub>2</sub> = 93.62	FR = 1233.59 C <sub>1</sub> = 57.87 C <sub>2</sub> = 24.46	FR = 1764 C <sub>1</sub> = 8.37 C <sub>2</sub> = 6.24	FR = 2010.9 C <sub>1</sub> = 2.74 C <sub>2</sub> = 2.39
3 Lazos encad.	FR = 16.94 <sup>2</sup> C <sub>1</sub> = 144.68 C <sub>2</sub> = 318.31 C <sub>3</sub> = 289.37	FR = 296.62 C <sub>1</sub> = 106.10 C <sub>2</sub> = 18.72 C <sub>3</sub> = 19.89	FR = 449.49 C <sub>1</sub> = 3.98 C <sub>2</sub> = 3.93 C <sub>3</sub> = 7.23	FR = 920.34 C <sub>1</sub> = 1.04 C <sub>2</sub> = 1.81 C <sub>3</sub> = 1.05	FR = 457.8 <sup>2</sup> C <sub>1</sub> = 55.84 C <sub>2</sub> = 102.68 C <sub>3</sub> = 636.62	FR = 826.84 C <sub>1</sub> = 21.22 C <sub>2</sub> = 13.26 C <sub>3</sub> = 18.72	FR = 1427.02 C <sub>1</sub> = 5.39 C <sub>2</sub> = 3.22 C <sub>3</sub> = 3.03	FR = 1837.19 C <sub>1</sub> = 1.04 C <sub>2</sub> = 1.57 C <sub>3</sub> = 1.96
4 Lazos encad.	FR = 391.02 <sup>2</sup> C <sub>1</sub> = 198.94 C <sub>2</sub> = 138.39 C <sub>3</sub> = 144.68 C <sub>4</sub> = 212.21	FR = 1021.28 C <sub>1</sub> = 12.24 C <sub>2</sub> = 21.22 C <sub>3</sub> = 26.52 C <sub>4</sub> = 39.79	FR = 1744.36 C <sub>1</sub> = 4.42 C <sub>2</sub> = 4.36 C <sub>3</sub> = 4.48 C <sub>4</sub> = 106.1	FR = 1948.99 C <sub>1</sub> = 3.58 C <sub>2</sub> = 1.88 C <sub>3</sub> = 1.40 C <sub>4</sub> = 1.05	FR = 633.93 <sup>2</sup> C <sub>1</sub> = 30.6 C <sub>2</sub> = 88.42 C <sub>3</sub> = 54.88 C <sub>4</sub> = 1591.54	FR = 1225.54 C <sub>1</sub> = 22.74 C <sub>2</sub> = 12.24 C <sub>3</sub> = 35.37 C <sub>4</sub> = 11.37	FR = 2268.03 C <sub>1</sub> = 13.84 C <sub>2</sub> = 3.32 C <sub>3</sub> = 5.68 C <sub>4</sub> = 4.97	FR = 2409.21 C <sub>1</sub> = 3 C <sub>2</sub> = 1.55 C <sub>3</sub> = 1.48 C <sub>4</sub> = 3.03

De la observación de dichos resultados se derivan cuatro importantes conclusiones:

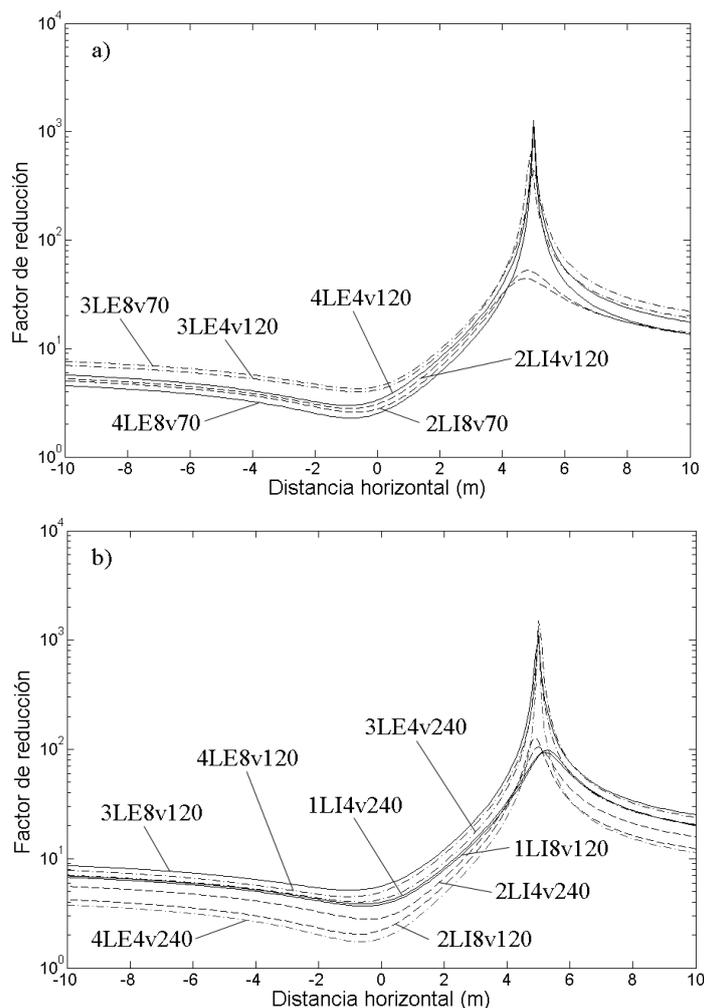
- 1) Prácticamente todas las configuraciones analizadas proporcionan valores muy elevados de reducción en el punto de interés situado a 5 m del eje del tendido.
- 2) Para cada configuración se observa que es posible obtener mejores resultados en la mitigación cuando la sección total de lazo empleada es mayor.
- 3) Se verifica que la utilización de lazos con varias vueltas permite reducir las capacidades de compensación necesarias, siendo los valores de éstas cada vez menores a medida que se incrementa el número de vueltas en los lazos.
- 4) Los mayores niveles de reducción se consiguen mediante la configuración de cuatro lazos encadenados.

Hay que aclarar que, aparentemente, la eficiencia mejora a medida que se incrementa el número de vueltas en los lazos. Sin embargo, esto se debe a los valores de resistencia empleados para las distintas secciones de conductores de lazo, los cuales provienen de la información proporcionada por los fabricantes a través de sus catálogos. Esto hace que la relación entre las resistencias de dos conductores no mantenga el valor que podía esperarse en base a sus secciones nominales.

Los perfiles de reducción a 1 m sobre el suelo proporcionados por las soluciones de mayor efectividad de la tabla 4.6 se muestran en la figura 4.12, donde 3LE8v70 identifica a una configuración de tres lazos encadenados (3LE) compuestos por ocho vueltas (8v) realizadas con un conductor de cobre de 70 mm<sup>2</sup> de sección. En dicha figura se observa claramente cómo todas las configuraciones concentran su eficiencia mitigadora en el punto de interés a 5 m del eje del tendido, llegando a niveles extremadamente elevados de mitigación. Sin embargo, también se observa una rápida reducción de la mitigación cuando nos alejamos del punto de interés, aunque en la mayoría de los casos el factor de reducción permanece por encima de 30 en un radio de 2 m alrededor dicho punto. En cualquier caso, todas las soluciones proporcionan niveles

<sup>2</sup> Configuración de lazos con conductor común.

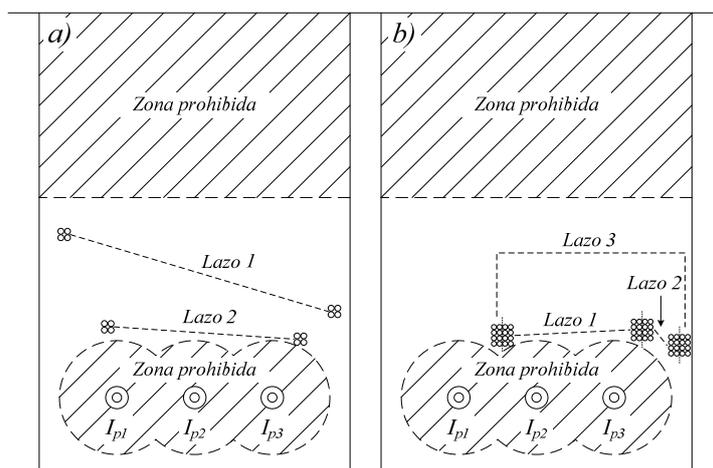
de reducción por encima de 10 a lo largo de una franja de unos 7 m centrada en el punto de interés.



**Figura 4.12.** Perfiles de reducción a 1 m sobre el suelo para una sección total de lazo de 500 mm<sup>2</sup> (a) y de 1000 mm<sup>2</sup> (b).

Como se ha podido observar, es posible alcanzar niveles de mitigación muy elevados, llegando el factor de reducción a superar niveles de 100. Sin embargo, dado que casi todas las configuraciones son capaces de dar tales valores de mitigación, es necesario observar otros aspectos que permitan seleccionar la mejor configuración para cada caso, tales como el perfil de reducción proporcionado, localización de los conductores, número de vueltas, sección de conductor de lazo o las capacidades de compensación necesarias. En este sentido, las configuraciones de una y dos vueltas por lazo necesitan capacidades de compensación muy elevadas (del orden de cientos o miles de milifaradios). Además, las secciones consideradas en dichas configuraciones son en algunos casos elevadas, lo que puede dificultar los trabajos de instalación en una zanja de 1 m de ancho por la limitación que puede introducir el radio de curvatura que permiten tales secciones de conductor. Por lo tanto, parece lógico pensar que estas configuraciones no son prácticas para su implementación en un sistema real. Esto reduce las posibilidades de selección a los casos de cuatro y ocho vueltas por lazo (excepto el caso de un único lazo de 500 mm<sup>2</sup> de sección total debido a su reducido nivel de mitigación).

Por otro lado, la ubicación de los conductores proporcionados por el algoritmo de optimización suele rozar, en algunos casos, los límites establecidos por las diferentes restricciones del problema, tal y como se puede observar en la figura 4.13. Esto suele provocar que los lazos se ajusten a los límites de la zanja, pero fundamentalmente a la distancia mínima de separación entre fases y lazos, tendiendo a quedarse justo en el límite de dicha restricción. No obstante, en la mayoría de los casos las soluciones óptimas disponen los conductores por encima del tendido, lo que facilita la instalación de los lazos tanto en líneas de nueva instalación como en otras ya existentes.



**Figura 4.13.** Ubicación óptima de los conductores para (a) dos lazos independientes con cuatro vueltas de  $120 \text{ mm}^2$  y (b) tres lazos encadenados con ocho vueltas de  $70 \text{ mm}^2$ .

Por el contrario, estos trabajos de instalación pueden verse también dificultados por el número de vueltas necesarias por lazo, lo que depende fundamentalmente del tamaño de las capacidades de compensación a insertar. En este sentido, las configuraciones de ocho vueltas son las que requieren capacidades más reducidas (entre 1 y 3 mF), valores que pueden ser fácilmente implementados mediante la utilización de condensadores habitualmente empleados para la corrección del factor de potencia. Sin embargo, en las configuraciones de cuatro vueltas por lazo las capacidades tampoco son muy elevadas, aunque requieren de un mayor número de condensadores para totalizar la capacidad necesaria en cada caso. Además, en dicha configuración es necesaria una menor longitud total de cable para implementar el lazo, aunque es recomendable emplear una sección que permita realizar las vueltas en el interior de la zanja con cierta comodidad. Por tanto, queda claro que seleccionar la mejor configuración de las analizadas no es un proceso trivial, ya que es necesario seleccionar la combinación “sección-número de vueltas” que sea más adecuada tanto en términos técnicos como económicos.

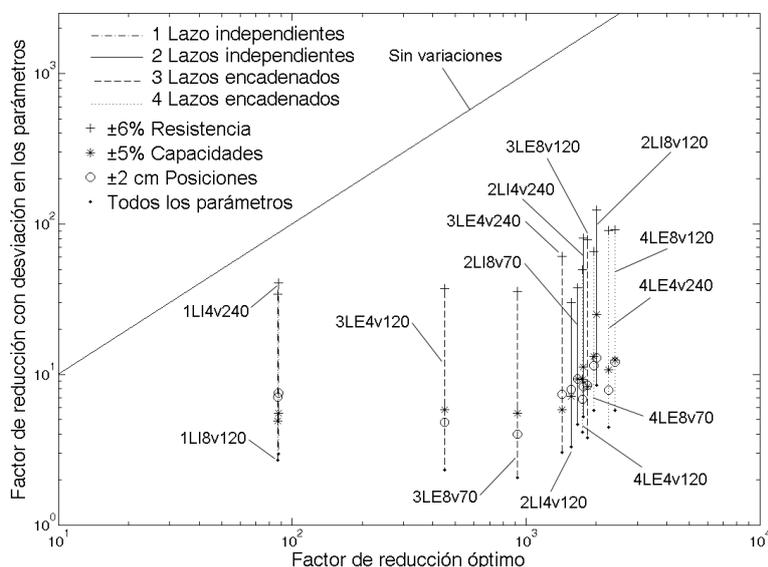
Otro aspecto que también debe ser considerado a la hora de seleccionar una posible configuración óptima de lazos es su sensibilidad a las variaciones que pueden producirse tanto en parámetros eléctricos como geométricos. Los principales parámetros que pueden afectar a la mitigación proporcionada por los lazos son:

- Resistencia del conductor de lazo: Los datos de partida para el problema de optimización (tabla 4.5) están referidos a una temperatura del terreno de  $20 \text{ }^\circ\text{C}$ . Sin embargo, la corriente que circula por los lazos y el cambio en las condiciones del terreno a lo largo del año pueden modificar la temperatura de los conductores y, por tanto, su resistencia, llegando a modificar sustancialmente los niveles de corriente

inducida en los lazos y su eficiencia. En este sentido, considerar una desviación de  $\pm 6\%$  en la resistencia de los conductores parece un rango razonable, ya que corresponde a variaciones de temperatura desde  $5\text{ }^{\circ}\text{C}$  a  $35\text{ }^{\circ}\text{C}$ .

- Capacidad de los condensadores: Los valores proporcionados por el algoritmo de optimización pueden ser implementados con cierta facilidad con las capacidades comerciales existentes en el mercado. Sin embargo, las capacidades proporcionadas por los fabricantes tienen una tolerancia de fabricación del orden de  $\pm 5\%$ , lo que puede influir en la eficiencia del lazo. Por tanto, es conveniente tener en cuenta este posible rango de variación en las capacidades que finalmente serán instaladas.
- Posición de los conductores de lazo: El algoritmo de optimización proporciona unas coordenadas precisas para la instalación de los lazos, pero a la hora de trasladarlas a un sistema real es posible que no se puedan realizar con la misma exactitud, lo que puede afectar directamente a la eficiencia de los lazos. En este sentido, considerar unas desviaciones de  $\pm 2\text{ cm}$  en las posiciones definitivas de los lazos parece ser una aproximación realista.

Para los casos de cuatro y ocho vueltas por lazo (excepto el caso de un único lazo de  $500\text{ mm}^2$  de sección total debido a su reducido nivel de mitigación), la figura 4.14 muestra la variación del factor de reducción al considerar desviaciones de  $\pm 6\%$  en la resistencia de los conductores,  $\pm 5\%$  en la capacidad de los condensadores y  $\pm 2\text{ cm}$  en la localización de los lazos. En ella se representan los peores niveles de mitigación proporcionados por cada configuración al variar individualmente cada uno de los parámetros, así como la mitigación resultante de considerar la combinación más desfavorable de la variación simultánea de todos ellos.

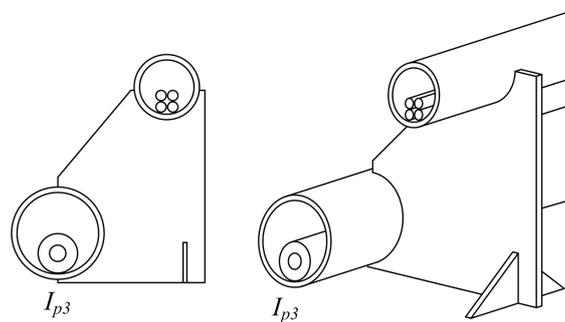


**Figura 4.14.** Variación del factor de reducción al considerar desviaciones en la resistencia, capacidad y localización de los lazos respecto a los valores óptimos.

Como se puede observar, en todos los casos se aprecia un notable empeoramiento de la eficiencia proporcionada por las configuraciones consideradas. Las variaciones en la resistencia parecen ser las que tienen un menor impacto sobre el funcionamiento de los lazos en relación al resto de parámetros, siendo la configuración 1L la menos afectada por la resistencia. Por el contrario, las configuraciones 2LI4v120 y 2LI8v70 parecen ser las más sensibles a este parámetro. También queda claro que las variaciones en el resto

de parámetros, o variaciones combinadas de todos ellos, reducen drásticamente la eficiencia de los lazos, siendo las configuraciones 3LE4v120 y 3LE8v70 las más sensibles a estas variaciones, ya que llegan a proporcionar los peores resultados de las configuraciones analizadas (con valores de reducción inferiores a 3 en el peor de los casos). Por tanto, del análisis de sensibilidad realizado en la figura 4.14 se concluye que las configuraciones multiespira son muy sensibles a la variación de los parámetros indicados, por lo que deben tomarse algunas medidas que permitan reducir estos efectos para implementar con garantías estos sistemas en la mitigación de líneas subterráneas.

Una posible forma para conseguir configuraciones menos sensibles es realizar la instalación con la mayor precisión posible, de modo que el rango de variaciones posibles se vea reducido y, por tanto, su sensibilidad. En este sentido, se puede asegurar que los conductores de los lazos estén en las posiciones adecuadas mediante el uso de algún tipo de pieza de soporte o separador, como el ejemplo de la figura 4.15.



**Figura 4.15.** Propuesta de diseño para un soporte de conductores de lazos.

Estas piezas podrían ser realizadas de material plástico, siendo instaladas cada 1 o 2 m a lo largo de la zanja como apoyo de los conductores de lazo, aunque deben ser diseñadas y fabricadas con las dimensiones precisas para la configuración que se va a instalar. Con este tipo de sistemas los lazos se podrían situar en las posiciones óptimas calculadas por el algoritmo de optimización con una precisión de  $\pm 0.5$  cm, teniendo así un menor impacto sobre la sensibilidad de la solución seleccionada.

Por otro lado, también se podría intentar reducir el rango de variación de la resistencia del lazo. Sin embargo, dado que esto depende de la temperatura del terreno, la única forma posible sería realizando un estudio exhaustivo de la evolución de la temperatura del terreno en el lugar de instalación a lo largo de un año. Con estos datos podría ajustarse el rango de variación de la resistencia de los conductores de lazos, ya que dependiendo de la localización geográfica y las características del terreno puede darse la circunstancia de que la temperatura del terreno tenga una reducida variabilidad estacional a lo largo del año. De esta forma, en el análisis de sensibilidad se tendrían en cuenta desviaciones más realistas de este parámetro, conociendo así el verdadero nivel de sensibilidad de la configuración seleccionada a las variaciones de la resistencia de lazo en el lugar de instalación. En cualquier caso, si no se disponen de estos datos, considerar una variación de  $\pm 6$  % puede estar dentro de un rango razonable.

Finalmente, dado que en la figura 4.14 se observa que las soluciones son especialmente sensibles a las variaciones de las capacidades sobre lo calculado por el algoritmo de optimización, sería conveniente reducir, en la medida de lo posible, el rango de variación de este parámetro. Esto requiere de la instalación de capacidades lo más próximas posibles a las soluciones óptimas aportadas por el algoritmo, por lo que debe

encontrase algún modo de reducir la incertidumbre que introduce la tolerancia de fabricación de  $\pm 5\%$  en las capacidades que serán instaladas en los lazos. Una posibilidad sería medir experimentalmente las capacidades de los condensadores que serán finalmente instalados, a fin de asegurar que sus valores se aproximan lo máximo posible a los valores obtenidos en los cálculos. Esto puede reducir el rango de variación de las capacidades a  $\pm 1\%$ , valor típico de precisión en la realización de este tipo de medidas, que puede ser considerado en el análisis de sensibilidad.

Por tanto, teniendo en cuenta las alternativas comentadas anteriormente, se puede realizar un nuevo análisis de sensibilidad considerando los nuevos rangos de variación de los parámetros eléctricos y geométricos considerados. Los resultados de este nuevo análisis se muestran en la tabla 4.7, en la que se aportan los factores de reducción máximo y mínimo que proporcionan las soluciones óptimas de la tabla 4.6. Asimismo, se incluyen las coordenadas de cada uno de los lazos de las distintas configuraciones.

**Tabla 4.7.** Análisis de sensibilidad considerando variaciones de  $\pm 6\%$  en la resistencia,  $\pm 1\%$  en las capacidades y  $\pm 0.5$  cm en las posiciones de los lazos.

	Config.	Factor de reducción	Coordenadas de lazos (m)
Caso A	2LI4v120	$FR_{max} = 1567.6$ $FR_{min} = 13.66$	(-0.36 , -0.72), (0.48 , -0.86) (0.37 , -1.07), (-0.18 , -1.05)
	2LI8v70	$FR_{max} = 1668.1$ $FR_{min} = 17$	(0.46 , -0.87), (-0.38 , -0.74) (-0.32 , -1.01), (0.35 , -1.05)
	3LE4v120	$FR_{max} = 449.45$ $FR_{min} = 11.68$	(-0.11 , -1.05), (0.45 , -1.07) (0.11 , -1.05)
	3LE8v70	$FR_{max} = 920.35$ $FR_{min} = 9.95$	(0.46 , -1.06), (0.16 , -1.02) (-0.09 , -1.04)
	4LE4v120	$FR_{max} = 1744.3$ $FR_{min} = 17.18$	(0.12 , -1.02), (-0.06 , -1.04) (0.45 , -1.02), (-0.46 , -0.84)
	4LE8v70	$FR_{max} = 1949$ $FR_{min} = 23.84$	(0.45 , -0.78), (-0.41 , -1.42) (0.45 , -1.14), (-0.27 , -0.89)
Caso B	1LI4v240	$FR_{max} = 87.75$ $FR_{min} = 14.34$	(0.47 , -1.06), (-0.08 , -1.04)
	1LI8v120	$FR_{max} = 86.97$ $FR_{min} = 12.57$	(0.46 , -1.06), (-0.05 , -1.04)
	2LI4v240	$FR_{max} = 1764$ $FR_{min} = 23.41$	(-0.42 , -1.06), (0.41 , -1.1) (-0.03 , -0.88), (0.45 , -0.93)
	2LI8v120	$FR_{max} = 2010.9$ $FR_{min} = 34.4$	(0.41 , -1.41), (-0.31 , -0.66) (-0.19 , -1.47), (0.45 , -1.14)
	3LE4v240	$FR_{max} = 1427$ $FR_{min} = 15.36$	(-0.1 , -0.98), (0.44 , -0.99) (-0.26 , -0.82)
	3LE8v120	$FR_{max} = 1837.1$ $FR_{min} = 19.55$	(0.07 , -0.99), (0.46 , -1.02) (-0.31 , -0.97)
	4LE4v240	$FR_{max} = 2268$ $FR_{min} = 20.83$	(-0.39 , -0.99), (-0.31 , -0.82) (-0.17 , -0.99), (0.44 , -1.03)
	4LE8v120	$FR_{max} = 2409.2$ $FR_{min} = 26.74$	(-0.02 , -1.02), (-0.46 , -0.88) (0.45 , -1.03), (-0.3 , -1)

Como se puede observar, se obtienen mejores resultados que en el primer análisis de sensibilidad, garantizándose en algunas configuraciones una reducción mínima superior a 20 en el caso más desfavorable. Sin embargo, queda claro que todas las configuraciones continúan siendo notablemente sensibles a las variaciones de los parámetros considerados. Luego es necesario realizar algunos cambios en el problema de optimización a fin de obtener soluciones de gran eficiencia, pero con una sensibilidad reducida a las variaciones de los parámetros eléctricos y geométricos. Este aspecto se trata a continuación en el siguiente apartado, donde se propone un procedimiento de

diseño para la obtención de las soluciones óptimas de menor sensibilidad a las desviaciones de dichos parámetros.

#### 4.4. Procedimiento de diseño inicial de lazos compensados

Como se acaba de comentar, las soluciones obtenidas del problema de optimización presentan un alto grado de sensibilidad a variaciones en los parámetros eléctricos y geométricos del lazo respecto a los valores óptimos proporcionados por el algoritmo. Es por ello que el problema de optimización debe ser reformulado con objeto de encontrar soluciones que, además de proporcionar el mayor nivel de mitigación posible, presenten una baja sensibilidad a dichos parámetros, a fin de asegurar un mínimo de efectividad de los lazos. Para ello no sólo es necesario maximizar el factor de reducción en el área de interés ( $FR$ ), sino también maximizar el mínimo factor de reducción resultante de las variaciones en los parámetros eléctricos y geométricos de los lazos ( $FR_{min}$ ). De esta forma el problema de optimización se puede reformular como

$$\begin{aligned} &\text{Maximizar } \{FR(x_{am}, y_{am}) = f(x, y, R, C) \text{ y} \\ &FR_{min}(x_{am}, y_{am}) = f(x+\Delta x, y+\Delta y, R_{DC}+\Delta R_{DC}, C+\Delta C)\} \end{aligned} \quad (4.22)$$

siendo  $(x_{am}, y_{am})$  el punto del área de interés con menor  $FR$ , definido como

$$FR(x_{am}, y_{am}) = \text{Min } \{FR(x_{a1}, y_{a1}), FR(x_{a2}, y_{a2}), \dots, FR(x_{aq}, y_{aq})\} \quad (4.23)$$

y sujeto a las restricciones (4.2), (4.3) y (4.19)-(4.21), siendo  $x$ ,  $y$ ,  $R$  y  $C$  las coordenadas, resistencia y capacidades de los lazos respectivamente, y  $\Delta x$ ,  $\Delta y$ ,  $\Delta R$  y  $\Delta C$  sus variaciones respecto a los valores óptimos. La resolución de este nuevo problema se realiza a través de una optimización semiheurística, donde inicialmente se obtiene un número suficiente de soluciones óptimas que maximizan la reducción en el área de interés mediante el algoritmo genético anteriormente comentado, de entre las cuales se selecciona la solución óptima de menor sensibilidad a las variaciones de los parámetros mediante una optimización heurística. Con este nuevo planteamiento del problema de optimización, las soluciones obtenidas no proporcionarán valores de reducción tan elevados como los de la tabla 4.6, pero garantizarán que son las soluciones menos sensibles a las variaciones de los parámetros.

En base a este nuevo planteamiento del problema de optimización, y teniendo en cuenta los cambios y observaciones realizados en el apartado anterior, se propone el siguiente procedimiento de diseño para la obtención de la configuración más adecuada de lazos para un caso determinado:

- Paso 1: Para las configuraciones de cuatro y ocho vueltas por lazo (las de una y dos vueltas se han comprobado no ser factibles por las elevadas capacidades que necesitan), obtener las soluciones óptimas menos sensibles (4.22) a variaciones de  $\pm 6\%$  en la resistencia,  $\pm 1\%$  en las capacidades y  $\pm 0.5$  cm en las posiciones de los lazos.
- Paso 2: De las soluciones obtenidas de cada configuración, seleccionar un par de casos en base a criterios técnicos y económicos, como por ejemplo:

- Seleccionar las soluciones que garanticen un mínimo de mitigación considerando las condiciones más desfavorables para el funcionamiento de los lazos. Por ejemplo:  $FR_{min} > 20$
- Seleccionar las soluciones con mayor relación “efectividad-coste”. Esto puede realizarse mediante algún tipo de índice de selección de la forma

$$IS = \frac{FR_{min}}{\text{Coste total del lazo(€)}} \cdot 10^5 \quad (4.24)$$

donde el “coste total del lazo” es el coste total de los materiales necesarios para la realización de los lazos (conductores y condensadores).

- Paso 3: Para las configuraciones seleccionadas, buscar los condensadores comerciales que permitan obtener las capacidades más próximas a los valores obtenidos en el problema de optimización, empleando para ello el menor número de condensadores posible. Para tener en cuenta la influencia de la tolerancia de fabricación ( $\pm 5\%$ ) en las capacidades reales de los condensadores seleccionados, es preciso realizar mediciones (incertidumbre típica de  $\pm 1\%$ ) para garantizar su proximidad a los valores óptimos obtenidos del algoritmo.
- Paso 4: Recalcular las posiciones óptimas de los conductores de los lazos seleccionados tomando como datos las medidas realizadas a las capacidades de los condensadores a instalar. Esto requiere ejecutar nuevamente el algoritmo de optimización para obtener las soluciones menos sensibles a las variaciones de los parámetros (4.22), teniendo en cuenta para ello los rangos de variación empleados en el paso 1.

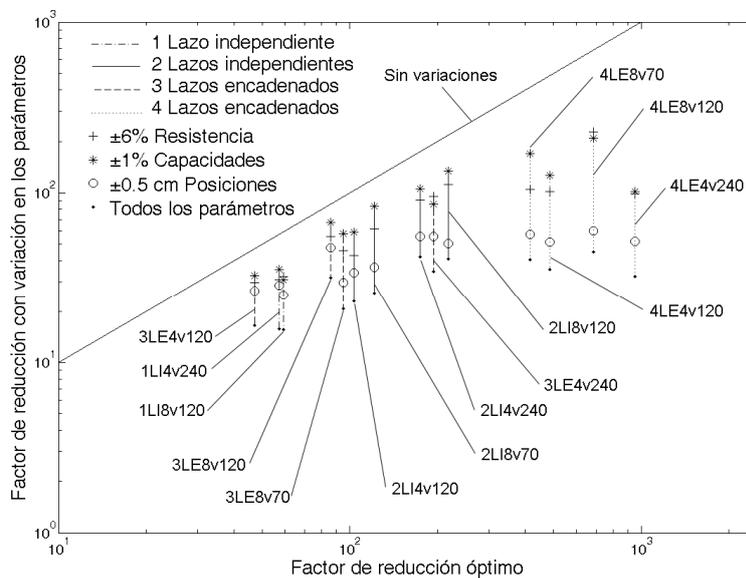
Para clarificar cada uno de los pasos que conforman el procedimiento de diseño propuesto, a continuación se aplicará al caso de la línea de 132 kV comentada anteriormente, buscando la mejor configuración a implementar entre las opciones de cuatro y ocho vueltas por lazo.

- Paso 1: De la aplicación del nuevo algoritmo de optimización a los casos de cuatro y ocho vueltas por lazo se obtienen las soluciones presentadas en la tabla 4.8 (la configuración 1LI del caso A no se ha determinado por su reducido nivel de mitigación en la tabla 4.6), donde se muestran los niveles máximos y mínimos de reducción proporcionados por las soluciones obtenidas, así como las capacidades óptimas necesarias para ello. Como se puede observar, los valores máximos de mitigación son bastante menores de los presentados inicialmente en la tabla 4.6, aunque dichas soluciones continúan proporcionando importantes niveles de mitigación. Además, las soluciones presentadas en dicha tabla son las menos sensibles a variaciones de  $\pm 6\%$  en la resistencia,  $\pm 1\%$  en las capacidades y  $\pm 0.5$  cm en las posiciones de los lazos, como se puede observar en la figura 4.16 en la que se realiza un análisis de sensibilidad de las soluciones óptimas calculadas. En ella se puede apreciar cómo ahora las soluciones quedan más próximas a la línea de “Sin variaciones”, asegurando además una reducción mínima en el peor de los casos superior a 15. Asimismo, se observa cómo los mejores resultados los proporcionan las configuraciones 4LE, aunque también son las configuraciones con mayor grado de sensibilidad. Por otro lado, las

configuraciones 2LI y 3LE parecen mostrar un buen comportamiento en términos de eficiencia y sensibilidad, siendo también una opción razonable.

**Tabla 4.8.** Reducción máxima, mínima, capacidades e índice de selección de las soluciones óptimas menos sensibles para lazos de 100 m de longitud.

Config.	Caso A (C (μF))		Caso B (C (μF))	
	4 vueltas 120mm <sup>2</sup>	8 vueltas 70mm <sup>2</sup>	4 vueltas 240mm <sup>2</sup>	8 vueltas 120mm <sup>2</sup>
1 Lazo indep.	-	-	$FR_{max} = 57.13$ $FR_{min} = 15.8$ $C = 6772.55$ $IS = 41$	$FR_{max} = 59.34$ $FR_{min} = 15.6$ $C = 1798.36$ $IS = 42$
2 Lazos indep.	$FR_{max} = 103.21$ $FR_{min} = 23$ $C_1 = 7402.6$ $C_2 = 6496.1$ $IS = 62$	$FR_{max} = 121.3$ $FR_{min} = 25.8$ $C_1 = 2066.9$ $C_2 = 2040.4$ $IS = 56$	$FR_{max} = 174.13$ $FR_{min} = 42.3$ $C_1 = 11368$ $C_2 = 7073.6$ $IS = 54$	$FR_{max} = 218.11$ $FR_{min} = 41.2$ $C_1 = 2411.4$ $C_2 = 3120.7$ $IS = 55$
3 Lazos encad.	$FR_{max} = 47.07$ $FR_{min} = 16.6$ $C_1 = 4750.9$ $C_2 = 4897.1$ $C_3 = 2150.7$ $IS = 29$	$FR_{max} = 95.01$ $FR_{min} = 20.7$ $C_1 = 1758.6$ $C_2 = 1372$ $C_3 = 1187.7$ $IS = 30$	$FR_{max} = 193.72$ $FR_{min} = 34.6$ $C_1 = 5684.1$ $C_2 = 6919.8$ $C_3 = 53051$ $IS = 30$	$FR_{max} = 86.09$ $FR_{min} = 31.7$ $C_1 = 6366.2$ $C_2 = 1487.4$ $C_3 = 1711.3$ $IS = 28$
4 Lazos encad.	$FR_{max} = 485.55$ $FR_{min} = 35.6$ $C_1 = 8602.9$ $C_2 = 5488.1$ $C_3 = 6005.8$ $C_4 = 4547.3$ $IS = 47$	$FR_{max} = 416.2$ $FR_{min} = 40.6$ $C_1 = 1808.6$ $C_2 = 1640.8$ $C_3 = 2674.9$ $C_4 = 1354.5$ $IS = 44$	$FR_{max} = 951.36$ $FR_{min} = 32.3$ $C_1 = 11789$ $C_2 = 9094.5$ $C_3 = 159155$ $C_4 = 8161.8$ $IS = 20$	$FR_{max} = 686.41$ $FR_{min} = 45.1$ $C_1 = 2165.4$ $C_2 = 1702.2$ $C_3 = 2842.1$ $C_4 = 1798.4$ $IS = 29$



**Figura 4.16.** Análisis de sensibilidad de las soluciones óptimas menos sensibles.

Paso 2: En la tabla 4.8 también se muestran los valores del índice de selección  $IS$  de las soluciones óptimas menos sensibles. En base a su valor se observa que las configuraciones de dos lazos destacan por encima del resto, ya que proporcionan la mejor relación “efectividad-coste” de los casos analizados. Por el contrario, las configuraciones de lazos encadenados parecen perder interés al tener los valores más reducidos de  $IS$ . Esto puede deberse a que en dichas configuraciones debe implementarse un mayor número de lazos, por lo

que tienen un coste más elevado. Además, aún empleando un mayor número de lazos, sólo consiguen alcanzar mitigaciones mínimas muy próximas a las proporcionadas por las configuraciones de menos lazos. Por tanto, en base al valor de  $IS$ , y exigiendo una reducción mínima de 20 en las condiciones más desfavorables de los lazos, la configuración 2LI4v120 destaca como la mejor solución, ya que proporciona niveles de mitigación entre 23 y 103 con la mejor relación “eficiencia-coste” ( $IS$ ). Si se requieren mayores niveles de reducción, por ejemplo  $FR_{min} > 40$ , la configuración 2LI8v120 sería la opción a seleccionar, proporcionando niveles entre 41.2 y 218.11 con un índice de selección aceptable. En cualquier caso, si sólo se tienen en cuenta criterios basados en maximizar la reducción, la configuración 4LE8v120 es la mejor opción, ya que es capaz de proporcionar los mayores niveles de mitigación (entre 45.1 y 686.4 si el proceso de instalación se realiza minuciosamente).

Paso 3: Para las configuraciones 2LI4v120 y 2LI8v120 seleccionadas en el paso anterior, se buscan los condensadores comerciales que permitan obtener las capacidades más cercanas a las proporcionadas en la tabla 4.8. Para tener en cuenta los efectos de la tolerancia de fabricación en los valores reales de las capacidades, se realizan mediciones para asegurar que se aproximan lo máximo posible a los valores deseados. En la tabla 4.9 se muestran las capacidades nominales que se podrían implementar en base a condensadores comerciales. A modo de ejemplo, también se muestran los valores reales que resultarían, hipotéticamente, de la medida de dichas capacidades.

**Tabla 4.9.** Capacidades nominales y medidas (hipotéticamente) para lazos de 100 m de longitud.

	Capacidades nominales ( $\mu\text{F}$ )	Capacidades medidas ( $\mu\text{F}$ )
2LI4v120	$C_1 = 7300$ $C_2 = 6300$	$C_1 = 7409.5$ $C_2 = 6489$
2LI8v120	$C_1 = 2350$ $C_2 = 3075$	$C_1 = 2408.75$ $C_2 = 3121.1$

**Tabla 4.10.** Máximo y mínimo factor de reducción, coordenadas de los lazos, corrientes inducidas y tensión aplicada en los condensadores de lazos de 100 m de longitud.

	Factor de reducción	Coordenadas de los lazos (m)
2LI4v120	$FR_{max} = 83.14$ $FR_{min} = 22.7$ $IS = 61$	Lazo 1: (-0.14 , -1.43), (0.44 , -1.34) Lazo 2: (0.46 , -1.12), (-0.11 , -1.06)
	Corriente (A)	Tensión aplicada (V)
	$I_1 = 60.87$ $I_2 = 62.10$	$V_1 = 30.07$ $V_2 = 25.99$
	Factor de reducción	Coordenadas de los lazos (m)
2LI8v120	$FR_{max} = 201.22$ $FR_{min} = 42.4$ $IS = 57$	Lazo 1: (0.46 , -1.07), (-0.11 , -1) Lazo 2: (-0.46 , -1.46), (0.45 , -1.36)
	Corriente (A)	Tensión aplicada (V)
	$I_1 = 25.61$ $I_2 = 25.30$	$V_1 = 44.35$ $V_2 = 62.44$

Paso 4: Tomando como datos los valores reales (medidos) de las capacidades que se van a instalar, se vuelve a ejecutar el algoritmo de optimización para obtener las posiciones óptimas de menor sensibilidad de ambas configuraciones (4.22). El resultado de esta nueva optimización se presenta en la tabla 4.10,

donde se proporcionan los niveles máximos y mínimos de reducción de cada configuración, así como las posiciones, corrientes inducidas en los lazos y las tensiones aplicadas en los condensadores. Como se puede observar, los niveles de reducción máximo y mínimo obtenidos en este paso son similares a los inicialmente mostrados en la tabla 4.8, por lo que la eficiencia de estas soluciones es prácticamente la misma que la indicada para las soluciones preliminares del paso 1. Sin embargo, a diferencia de esas soluciones iniciales, las configuraciones de la tabla 4.10 están ajustadas para las capacidades que finalmente serán instaladas en los lazos en la realidad.

Con estos 4 pasos se han determinado dos posibles soluciones, dependiendo de los requerimientos de mitigación que se exijan en el lugar de ubicación. No obstante, de los datos mostrados en la tabla 4.10, también se observan resultados interesantes. Por ejemplo, los niveles de corriente inducida en los lazos son bastante reducidos en comparación con las corrientes de fase, por lo que las pérdidas en los lazos son prácticamente despreciables al considerar una separación mínima entre fases y lazos de  $c_{min} = 15$  cm. Por otro lado, los condensadores a insertar en los lazos no tienen que tener una elevada tensión nominal, ya que la tensión a la que se verán sometidos es muy reducida (del orden de 30 y 40 V), por lo que no será necesario emplear condensadores de alta potencia en la ejecución de los lazos. Además, dado que no se ha considerado ninguna restricción al respecto, ambas soluciones tienen uno de sus lazos por debajo del nivel de las fases, por lo que sólo podrían ser implementadas en líneas subterráneas de nueva creación. En el caso de líneas ya existentes, bastaría añadir o modificar en el paso 1 las restricciones del problema de optimización para forzar soluciones con todos los conductores de los lazos por encima del tendido.

Finalmente, los perfiles de reducción proporcionados a 1 m sobre el suelo por las dos configuraciones seleccionadas se muestran en la figura 4.17, indicando los niveles máximos y mínimos de mitigación que son capaces de aportar. Como se puede observar, en ambos casos la mayor eficiencia se consigue en el punto de interés a 5 m del eje del tendido. Asimismo, también se observa cómo, en el peor de los casos, las dos configuraciones ofrecen un buen grado de protección en una amplia zona cercana al punto de interés, asegurando niveles superiores a 10 en el caso de la configuración 2LI4v120, y niveles superiores a 30 en el caso de la configuración 2LI8v120.

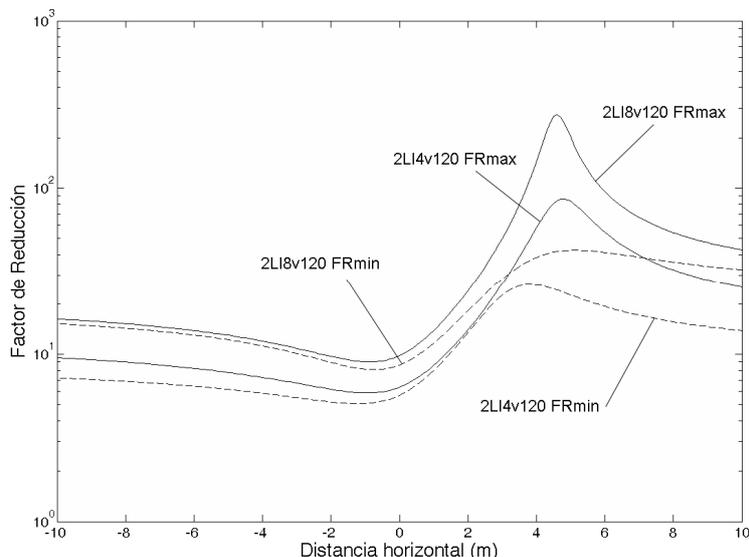
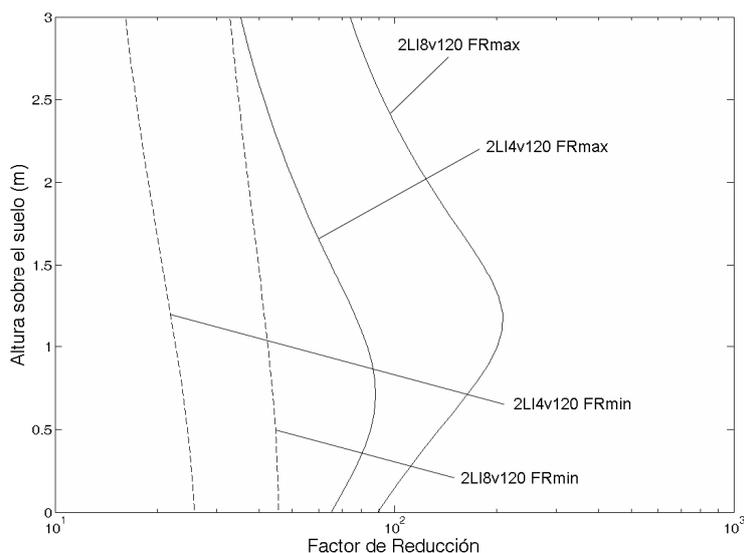


Figura 4.17. Perfil de reducción a 1 m sobre el suelo de las configuraciones óptimas menos sensibles.

Pero ambas soluciones no sólo ofrecen buenos resultados a 1 m sobre el suelo, sino también a distintas alturas, tal y como puede apreciarse en la figura 4.18, donde se muestra la evolución del factor de reducción (máximo y mínimo) en función de la altura sobre el suelo a 5 m del eje del tendido. Como se puede observar, la eficiencia máxima de las soluciones analizadas se da justo en el punto de interés situado a 1 m sobre el suelo, decreciendo moderadamente a medida que nos alejamos de dicho punto, pero siempre manteniendo elevados niveles de mitigación, incluso en alturas superiores a los 3 m. Asimismo, se observa que el perfil de reducción mínima es bastante uniforme, manteniéndose en ambos casos unos niveles de mitigación importante por encima de 10 en el caso 2LI4v120 y de 30 en el caso 2LI8v120.



**Figura 4.18.** Perfil de reducción a 5 m del eje del tendido en función de la altura sobre el suelo de las configuraciones óptimas menos sensibles.

#### 4.5. Resumen y conclusiones del capítulo

En este capítulo se ha propuesto un algoritmo de optimización que permite resolver el problema de minimización del campo magnético, en una cierta área de interés, cuando se utilizan lazos pasivos de compensación (con y sin condensador). Para ello se ha implementado un algoritmo genético para la resolución del problema de optimización, ya que esta técnica ofrece buenos resultados en la búsqueda de óptimos en problemas con un comportamiento altamente no lineal, como es el caso que nos ocupa. La estructura del algoritmo de optimización propuesto permite considerar diferentes configuraciones del área de interés. En concreto se han realizado ejemplos de mitigación unilateral (a un lado del eje del tendido) y mitigación bilateral (a ambos lados del tendido). Asimismo, a través de la resolución del problema de optimización ha sido posible realizar una comparación más exhaustiva de las configuraciones de lazos independientes y con conductor común introducidas en el capítulo 3. Como resultado de dicha comparación, destaca la mayor eficiencia conseguida por las configuraciones compensadas frente a las no compensadas, en concreto en los casos de mitigación unilateral, donde los niveles alcanzados son particularmente elevados. Asimismo, se observa que las configuraciones de varios lazos independientes dan mejores resultados cuando se realiza una mitigación unilateral de la línea, mientras que en los casos de mitigación bilateral los mejores resultados los ofrecen las configuraciones de conductores cortocircuitados (lazos con conductor común).

Sin embargo, las configuraciones compensadas requieren de la instalación de condensadores con una elevada capacidad, lo que las hace poco prácticas para su implementación. Por ello, se proponen dos nuevas configuraciones de lazos multiespira (lazos independientes y lazos encadenados), mediante los cuales es posible reducir notablemente dichas capacidades. Por aplicación del algoritmo de optimización, se comparan las prestaciones de estas nuevas configuraciones con las de lazos de una única vuelta, observando que son capaces de mejorar notablemente los resultados de éstos. No obstante, después de realizar un análisis de sensibilidad de las soluciones óptimas de mayor rendimiento, se observa que los lazos multiespira tienen un alto grado de sensibilidad a las posibles variaciones de los parámetros eléctricos y geométricos del sistema. Para evitar este comportamiento se propone un procedimiento de diseño que permite obtener las soluciones óptimas de menor sensibilidad para cada caso, con lo que se consiguen soluciones que garanticen un mínimo de reducción cuando son implementadas en una situación real. A modo de ejemplo se ha aplicado dicho procedimiento a un caso concreto de mitigación unilateral de una línea subterránea, de cuyos resultados se destaca la mayor viabilidad de las configuraciones de dos lazos independientes frente a las configuraciones de lazos encadenados. Esto se debe principalmente al sobre coste asociado a este tipo de lazos por requerir una mayor longitud de conductor, sin que ello implique mejorar notablemente las reducciones mínimas alcanzadas por las configuraciones de dos lazos.

### Referencias bibliográficas

- [1] K. Yamazaki, T. Kawamoto, H. Fujinami: “*Requirements for power line magnetic field mitigation using a passive loop conductor*”, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 15, No. 2, Abril 2000.
- [2] P. Cruz, C. Izquierdo, and M. Burgos, “*Optimum Passive Shields for Mitigation of Power Lines Magnetic Field*”, IEEE Trans. Power Delivery, vol.18, no. 4, pp. 1357-1362, Oct. 2003.
- [3] P. Cruz, J. Hoeffelman, J. C. del Pino, “*Mitigación de campos magnéticos en líneas subterráneas de potencia mediante el empleo de lazos pasivos*”, IEEE Latin America Trans., vol. 6, no. 1, pp. 59-65, Marzo 2008.
- [4] P. Cruz, J. Riquelme, J. C. del Pino, A. de la Villa and J. L. Martínez, “*A comparative analysis of passive loop-based magnetic field mitigation of overhead lines*”, IEEE Trans. Power Delivery, vol. 22, no. 3, pp. 1773-1781, Julio 2007.
- [5] P. Cruz, J. Riquelme, A. de la Villa, and J. L. Martínez, “*Ga-based passive loop optimization for magnetic field mitigation of transmission lines*”, Neurocomputing, no. 70, pp. 2679-2686, Oct. 2007.

# Capítulo 5

## Efectos térmicos derivados de la utilización de lazos de compensación.

### 5.1. Introducción

En el presente capítulo se analizarán los efectos térmicos derivados de la instalación de lazos de compensación en las proximidades de una línea subterránea. Dado que la circulación de las corrientes inducidas en los lazos genera calor por las pérdidas Joule asociadas, los conductores de fase pueden ver afectada su capacidad de transporte (ampacidad) al estar sometidos a estas nuevas fuentes de calor. En este sentido, en el apartado 5.2.1 se propondrá un modelo térmico basado en la norma UNE 21144 que permitirá evaluar la influencia de la presencia de los lazos en la ampacidad de la línea. Dicho modelo requerirá del desarrollo de nuevas expresiones que permitan aplicar el modelo de la norma UNE a configuraciones de lazos multiespira. Finalmente, el modelo será validado comparando sus resultados con los obtenidos de simulaciones realizadas mediante elementos finitos.

Asimismo, este nuevo modelo térmico permitirá completar el procedimiento de diseño introducido en el capítulo anterior para la obtención de las configuraciones óptimas de las tipologías de lazos analizadas. De esta forma se tendrán en cuenta tanto la sensibilidad de las soluciones a la variación de los parámetros del sistema como los efectos térmicos derivados de la presencia de los lazos.

### 5.2. Modelo magnetotérmico de lazos multiespira

Hasta el momento, para evitar los posibles efectos de las pérdidas de los lazos sobre la capacidad de transporte de la línea, se ha mantenido una distancia mínima de seguridad de unos 15 cm de separación entre fases y lazos. De este modo, las pérdidas en los lazos eran muy reducidas, por lo que inicialmente se han despreciado. Sin embargo, también

se ha observado que las soluciones óptimas tienden a situar los conductores de los lazos justo en dicho límite de separación, algo lógico dado que a mayor proximidad del lazo a las fases, mayor sería la reducción alcanzada. Por tanto, parece claro que eliminando dicha restricción se podrían encontrar soluciones con un mayor grado de mitigación, aunque para ello deben realizarse algunas modificaciones en el problema de optimización que permitan controlar los posibles efectos adversos sobre la línea. En este sentido, dado que la ampacidad de la línea depende de la temperatura máxima que pueda soportar el aislamiento de los cables, será preciso analizar el comportamiento térmico del sistema completo de lazos y fases en el interior de la zanja. Para ello es necesario contar con un modelo térmico adecuado del sistema enterrado al completo, ya que tanto las características de la línea como las de los lazos dependen fuertemente de la temperatura de los conductores. Este punto es de especial importancia en el caso de los lazos, ya que, como se ha visto en apartados anteriores, la efectividad de los mismos es sensible a las variaciones de la resistencia de los conductores que los forman.

Por tanto, es de vital importancia implementar en el problema de optimización un modelo acoplado de las interacciones térmicas y electromagnéticas que se dan en un sistema de conductores enterrados. En este sentido, existen numerosos estudios para el cálculo de la temperatura de conductores enterrados, principalmente con el objeto de determinar la capacidad de transporte de la línea. Una revisión de algunos de estos métodos se encuentra en [1]. Sin embargo, las técnicas con mayor grado de aceptación son principalmente dos de ellas: la aproximación analítica basada en el método de Neher-McGrath [2] que recoge la norma UNE 21144 [3-9] y la aproximación numérica realizada mediante elementos finitos [10,11]. Cada una de ellas presenta ventajas e inconvenientes, por lo que se va a hacer uso de ambas técnicas para el análisis térmico de sistemas de compensación del campo magnético mediante lazos.

No obstante, dado que el modelo térmico se va a implementar en un algoritmo de optimización, la opción más adecuada es emplear algún tipo de aproximación analítica, ya que el elevado número de iteraciones que serán necesarias hace inviable, computacionalmente, la utilización de un modelo basado en elementos finitos. Por ello, la opción más adecuada es emplear el modelo basado en la norma UNE 21144, dedicada especialmente al cálculo de la corriente máxima admisible en cables aéreos y enterrados. Sin embargo, para el caso de líneas subterráneas la norma presenta expresiones analíticas únicamente para las disposiciones de cables más habituales (dos o tres conductores en configuración plana o triangular), por lo que algunos aspectos del modelo no pueden implementarse para el caso de lazos multiespira, ya que éstos introducen disposiciones de conductores no contempladas en dicha norma. En particular, existen conjuntos de cuatro y ocho conductores en contacto mutuo, dependiendo del número de vueltas de los lazos. En estos casos no existen expresiones en la norma que permitan calcular la temperatura de dichos cables, por lo que deberán ser desarrolladas a fin de poder implementar un modelo térmico para estas configuraciones de lazos. Como se verá posteriormente, esto puede realizarse con buenos resultados para el caso de cuatro conductores en contacto mutuo, ya que la simetría del campo térmico en esta disposición permite suponer la misma temperatura para los cuatro conductores, simplificándose así el problema. Sin embargo, para las disposiciones de ocho conductores el planteamiento del modelo no es tan evidente, ya que los conductores de los extremos del conjunto tendrán menor temperatura que los conductores situados en su interior, lo que dificulta el planteamiento de las expresiones no proporcionadas por la norma. Todo esto, junto con la probada eficacia y

aplicabilidad de las configuraciones de dos lazos de cuatro vueltas observadas en el capítulo 4, ha llevado a desarrollar un modelo térmico válido únicamente para ese tipo de configuraciones. A continuación se desarrolla el citado modelo, cuyos resultados serán validados mediante simulaciones realizadas con elementos finitos.

### 5.2.1. Modelo térmico

La norma UNE 21144 permite determinar la corriente máxima admisible por un cable en función de su constitución (figura 5.1) y las condiciones de instalación. Para el caso de corriente alterna en régimen permanente se proporciona la siguiente expresión para el calentamiento de un cable enterrado [3]:

$$\Delta\theta = (I^2 R + \frac{1}{2} W_d) T_1 + [I^2 R(1 + \lambda_1) + W_d] n T_2 + [I^2 R(1 + \lambda_1 + \lambda_2) + W_d] n (T_3 + T_4) \quad (5.1)$$

donde (con la misma notación de la norma)

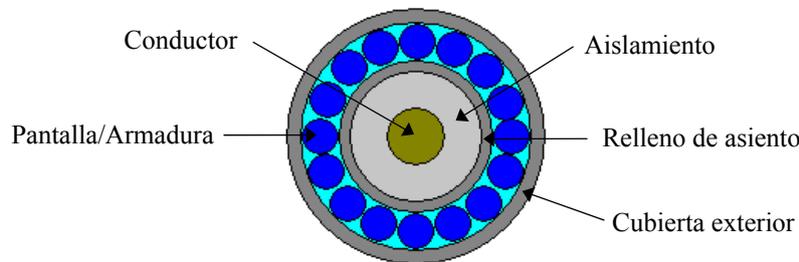


Figura 5.1. Constitución básica de un c.

- $I$  es la intensidad de la corriente que circula por un conductor (A);
- $\Delta\theta$  es el incremento de temperatura que sufre el cable respecto a la temperatura del medio circundante (K);
- $R$  es la resistencia del conductor por unidad de longitud ( $\Omega/m$ );
- $W_d$  son las pérdidas dieléctricas, por unidad de longitud, del aislamiento que rodea al conductor (W/m);
- $T_1$  es la resistencia térmica, por unidad de longitud, del aislamiento del conductor ( $K \cdot m/W$ );
- $T_2$  es la resistencia térmica, por unidad de longitud, del relleno de asiento entre el aislamiento y la armadura ( $K \cdot m/W$ );
- $T_3$  es la resistencia térmica, por unidad de longitud, del revestimiento exterior del cable ( $K \cdot m/W$ );
- $T_4$  es la resistencia térmica, por unidad de longitud, entre la superficie exterior del cable y el medio circundante ( $K \cdot m/W$ );
- $n$  es el número de conductores aislados en servicio en el cable (conductores de la misma sección y transportando la misma carga);
- $\lambda_1$  es la relación de las pérdidas en la cubierta metálica o pantalla con respecto a las pérdidas totales en todos los conductores de ese cable;
- $\lambda_2$  es la relación de las pérdidas en la armadura respecto a las pérdidas totales en todos los conductores de ese cable.

Cada uno de estos términos tiene su correspondiente expresión para su determinación en la norma [3-6]. Sin embargo, algunos de ellos requieren una especial atención. En

concreto, la resistencia del conductor  $R$  y la resistencia térmica exterior del conductor  $T_4$ .

En relación a la resistencia en corriente alterna del conductor ( $R$ ) a la temperatura  $\theta$ , ésta viene dada en la norma por la expresión

$$R(\theta) = R_{DC}(\theta)(1+y_s+y_p) \quad (5.2)$$

donde

- $R_{DC}(\theta)$  es la resistencia del conductor en corriente continua a la temperatura  $\theta$ ;
- $y_s$  es el factor de efecto pelicular;
- $y_p$  es el factor de efecto proximidad;

donde la resistencia en continua a la temperatura  $\theta$  es determinada mediante la expresión

$$R_{DC}(\theta) = R_{DC}(\theta_0)[1+\alpha_{20}(\theta-20)] \quad (5.3)$$

siendo

- $R_{DC}(\theta_0)$  la resistencia del conductor en corriente continua a 20 °C ( $\Omega/m$ );
- $\alpha_{20}$  el coeficiente de variación a 20°C de la resistividad en función de la temperatura.

Como se puede observar, la resistencia de un conductor no sólo depende de la temperatura del mismo, sino también de los efectos pelicular y de proximidad. Ambos efectos tienen sus correspondientes expresiones en la norma para su cálculo [3]. En particular, el efecto pelicular, presente por la circulación de corriente alterna a través del conductor, viene dado por la expresión

$$y_s = \frac{x_s^4}{192 + 0.8x_s^4} \quad (5.4)$$

siendo  $x_s^2 = \frac{8\pi f}{R_{DC}(\theta)} 10^{-7} k_s$  y  $f$  la frecuencia de la corriente circulante (Hz). Los valores

del parámetro  $k_s$  vienen tabulados en la norma [3]. Esta fórmula es válida siempre que  $x_s$  no sea superior a 2.8, lo que se verifica en la mayoría de las ocasiones. Como se puede observar, la resistencia depende fuertemente de la frecuencia de la corriente que circula por el conductor.

Asimismo, el factor de efecto proximidad también dispone de sus propias expresiones en función de la disposición de los conductores. Para cables bipolares o dos cables unipolares  $y_p$  viene dado por la expresión

$$y_p = 2.9 \frac{x_p^4}{192 + 0.8x_p^4} \left( \frac{d_c}{s} \right)^2 \quad (5.5)$$

mientras que en el caso de cables tripolares o tres cables unipolares la expresión es

$$y_p = \frac{x_p^4}{192 + 0.8x_p^4} \left( \frac{d_c}{s} \right)^2 \left[ 0.312 \left( \frac{d_c}{s} \right)^2 + \frac{1.18}{\frac{x_p^4}{192 + 0.8x_p^4} + 0.27} \right] \quad (5.6)$$

En ambos casos  $x_p^2 = \frac{8\pi f}{R_{DC}(\theta)} 10^{-7} k_p$ , siendo  $d_c$  el diámetro del conductor (mm) y  $s$  la distancia entre ejes de los conductores (mm). Los valores del parámetro  $k_p$  vienen tabulados en la norma [3]. Estas expresiones son únicamente válidas cuando  $x_p$  no sea superior a 2.8, lo que se cumple en la mayoría de los casos prácticos.

Es en este punto donde se encuentra el primer escollo para el desarrollo del modelo térmico que buscamos, ya que no existe ninguna expresión del factor de proximidad para el caso de cuatro conductores, en contacto o sin él, en la disposición presentada en las configuraciones de lazos de cuatro vueltas (figura 5.2). Por ello será necesario desarrollar una nueva expresión para esta disposición de conductores a partir de las expresiones ya existentes en la norma.

Por otro lado, la norma también incluye expresiones para cada una de las resistencias térmicas ( $T_1$  a  $T_4$ ) necesarias para el cálculo de la temperatura de los conductores [5]. Sin embargo, mientras que las resistencias  $T_1$  a  $T_3$  se determinan de forma sencilla al tratarse de cada una de las capas concéntricas del conductor, en el caso concreto de la resistencia térmica externa del conductor  $T_4$  su determinación es más compleja, ya que depende del tipo de instalación del cable, las condiciones del terreno, la presencia de otras fuentes de calor (incluyendo otros cables), etc. Por ello, en la norma sólo existen expresiones para las configuraciones más habituales de cables enterrados: un solo cable, grupos de cables sin contacto, dos o tres cables en contacto, cables con cubiertas metálicas o no metálicas y cables en canalizaciones enterradas o tubos. Entre estos casos no hay ninguna expresión para el caso de cuatro conductores en contacto, tal y como aparecen en los lazos de cuatro vueltas. Por tanto, para poder implementar este modelo térmico será necesario desarrollar una nueva expresión de  $T_4$  para la configuración deseada.

Para la obtención de estas nuevas expresiones será necesario disponer de valores que permitan determinar y validar las relaciones desarrolladas. Esto se realizará modelando el sistema mediante elementos finitos a través del software comercial Comsol. En dicho programa se calculará el campo de temperaturas de las distintas configuraciones consideradas partiendo de las siguientes dos hipótesis iniciales:

- Los conductores de fase y de lazos se considerarán directamente enterrados en el terreno, por lo que el único mecanismo de transferencia de calor existente entre las distintas capas de los conductores y entre éstos y el terreno será el de conducción, fenómeno gobernado por la ley de Fourier

$$q_c = -\frac{1}{\rho_m} \frac{d\theta}{dx} \quad (5.7)$$

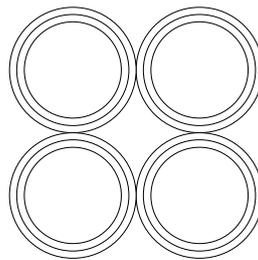
donde  $q_c$  (W/m<sup>2</sup>) es el flujo de calor en la dirección  $x$  por unidad de área perpendicular a la dirección de transferencia, el cual es proporcional al gradiente de temperatura ( $d\theta/dx$ ) presente en dicha dirección mediante la resistividad térmica del material  $\rho_m$  (K·m/W). El signo menos indica que el calor es transferido en la dirección de las temperaturas decrecientes.

- En el modelo basado en elementos finitos se asumirá la hipótesis contemplada en la norma UNE 21144 en la que la superficie de contacto entre el terreno y el aire circundante se comporta como una isoterma.

Teniendo todo esto en cuenta, a continuación se desarrollan los cálculos necesarios para la obtención de las expresiones anteriormente citadas.

- Cálculo de la resistencia térmica externa  $T_4$

Como se comentó anteriormente, la norma UNE 21144 no contiene ninguna expresión que permita determinar la resistencia térmica externa  $T_4$  para el caso de cuatro conductores directamente enterrados, en contacto mutuo e igualmente cargados (figura 5.2), como ocurre en el caso de lazos de cuatro vueltas o espiras.



**Figura 5.2.** Configuración de cuatro conductores igualmente cargados en contacto.

Por ello es necesario determinar una nueva expresión para dicha disposición de conductores. Esto puede realizarse a través de un proceso de optimización basado en [12], donde la nueva expresión se determina a partir de los valores de  $T_4$  obtenidos del análisis, mediante elementos finitos, de un cierto número de configuraciones de cuatro conductores. Para ello se parte de la expresión general de la resistencia térmica externa de un cable  $p$  perteneciente a un conjunto de  $q$  cables que no se encuentran en contacto. En base al principio de superposición [5,12], se tiene que dicha expresión sería de la forma

$$T_4 = \frac{\rho_s}{2\pi} \left[ \ln(u + \sqrt{u^2 - 1}) + \frac{1}{W_p} \sum_{\substack{k=1 \\ k \neq p}}^q W_k \ln \frac{d'_{pk}}{d_{pk}} \right] \quad (5.8)$$

donde  $u = 2L/D_e$  y

- $L$  es la profundidad de instalación del centro del cable (mm);
- $D_e$  es el diámetro externo del cable (mm);
- $\rho_s$  es la resistividad térmica del terreno (K·m/W);
- $W_p$  son las pérdidas del cable  $p$  (W/m);
- $q$  es el número total de cables;

- $d_{pk}$  y  $d'_{pk}$  son las distancias entre el centro del cable  $p$  y el cable  $k$ , y entre el centro del cable  $p$  y el centro de la imagen del cable  $k$  respecto a la superficie del terreno, respectivamente.

Para una configuración de cuatro conductores igualmente cargados y en contacto, se puede suponer que todos los cables tienen aproximadamente la misma temperatura por la simetría de la configuración, por lo que las pérdidas por efecto Joule también serán similares en todos los cables ( $W_p \approx W_k$ ). Teniendo esto en cuenta, y expresando los cocientes logarítmicos en función del parámetro  $u$ , la relación (5.8) queda como

$$T_4 = \frac{\rho_s}{2\pi} \left[ \ln(u + \sqrt{u^2 - 1}) + \ln u + \ln \sqrt{1 + (u+1)^2} + \ln \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{1 + u^2} \right] \quad (5.9)$$

Considerando que, en la práctica,  $u$  es habitualmente mayor de 10, se pueden realizar las siguientes aproximaciones:

$$\sqrt{1 + u^2} \approx \sqrt{u^2 - 1} \approx u \quad \text{y} \quad \sqrt{1 + (u+1)^2} \approx 1 + u \quad (5.10)$$

De esta manera, la relación (5.9) puede expresarse como

$$T_4 = \frac{\rho_s}{2\pi} \left[ \ln(2u) + \ln \left( \frac{1}{\sqrt{2}} u^2 (u+1) \right) \right] \quad (5.11)$$

Dado que esta expresión deriva del principio de superposición, no tiene en cuenta la distorsión que sufre el campo térmico cuando consideramos todos los conductores en contacto. Para tener en cuenta este aspecto en la nueva expresión, introducimos los parámetros  $p_0$  y  $p_1$  en (5.11).

$$T_{4Nueva} = \frac{\rho_s}{2\pi} \left[ p_0 \ln(2u) + p_1 \ln \left( \frac{1}{\sqrt{2}} u^2 (u+1) \right) \right] \quad (5.12)$$

Para determinar el valor de estos parámetros se hace uso de un procedimiento de optimización basado en [12], empleando para ello el algoritmo genético comentado en capítulos anteriores. El problema de optimización que se plantea trata de minimizar el error cuadrático resultante de comparar los valores obtenidos para  $T_4$  mediante la nueva expresión y mediante simulaciones basadas en elementos finitos, analizando para ello 75 situaciones diferentes de disposiciones de cuatro conductores en contacto e igualmente cargados. La función objetivo a plantear en este caso es

$$\min \left[ \sum_{j=1}^{75} (T_{4Nueva,j} - T_{4FEM,j})^2 \right] \quad (5.13)$$

donde

- $j$  es el número de la configuración de cables analizada;
- $T_{4FEM,j}$  es la resistencia térmica externa, calculada mediante elementos finitos (FEM), de la configuración  $j$ ;
- $T_{4Nueva,j}$  es la resistencia térmica externa de la configuración  $j$ , calculada mediante la nueva expresión (5.12).

Las 75 situaciones que se han considerado se obtienen de la combinación de los siguientes valores de los parámetros del cable y del terreno:

- Secciones de conductor = {70 mm<sup>2</sup>, 120 mm<sup>2</sup>, 240 mm<sup>2</sup>, 400 mm<sup>2</sup>, 630 mm<sup>2</sup>}
- $\rho_s = \{0.5 \text{ K}\cdot\text{m}/\text{W}, 1 \text{ K}\cdot\text{m}/\text{W}, 2 \text{ K}\cdot\text{m}/\text{W} \}$
- $L = \{0.6 \text{ m}, 0.8 \text{ m}, 1 \text{ m}, 1.25 \text{ m}, 1.5 \text{ m} \}$

Mediante la resolución del problema de optimización (5.13) se obtiene que los parámetros que minimizan el error entre los valores obtenidos por ambas aproximaciones son  $p_0 = 0.347$  y  $p_1 = 1.26$ . De este modo la nueva expresión para  $T_4$  queda de la siguiente manera

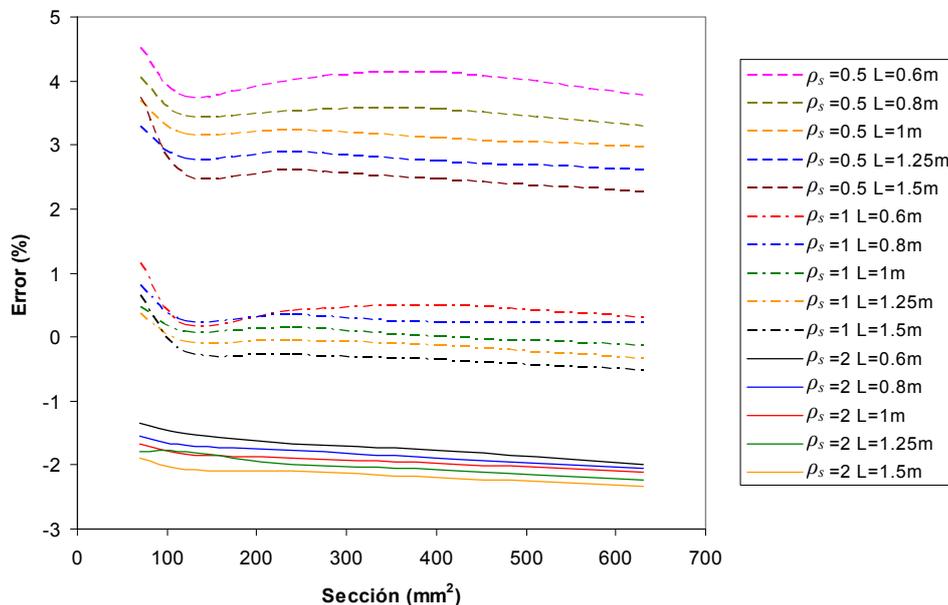
$$T_{4Nueva} = \frac{\rho_s}{2\pi} \left[ 0.347 \ln(2u) + 1.26 \ln\left(\frac{1}{\sqrt{2}} u^2(u+1)\right) \right] \quad (5.14)$$

que operando puede expresarse como

$$T_{4Nueva} = \frac{\rho_s}{2\pi} \left[ \ln(u^{2.894}(u+1)^{1.26} - 0.1774) \right] \quad (5.15)$$

estructura muy similar al resto de expresiones de  $T_4$  presentes en la norma.

En la figura 5.3 se muestra la diferencia entre los valores de  $T_4$  obtenidos mediante la nueva expresión (5.15) y los resultados obtenidos del análisis mediante elementos finitos (Comsol) en las 75 configuraciones consideradas.

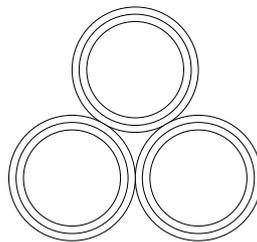


**Figura 5.3.** Error relativo entre los valores de  $T_4$  obtenidos por la nueva expresión y elementos finitos para las 75 configuraciones analizadas.

Como se puede observar, las diferencias son siempre menores del 5%, dependiendo fundamentalmente de la resistividad térmica del terreno. La mejor concordancia de resultados se da para el valor de  $\rho_s = 1 \text{ K}\cdot\text{m}/\text{W}$ , cifra empleada habitualmente como condición estándar en el cálculo de ampacidad de conductores, presentando diferencias menores al 1 % respecto a los resultados obtenidos por elementos finitos. Sin embargo,

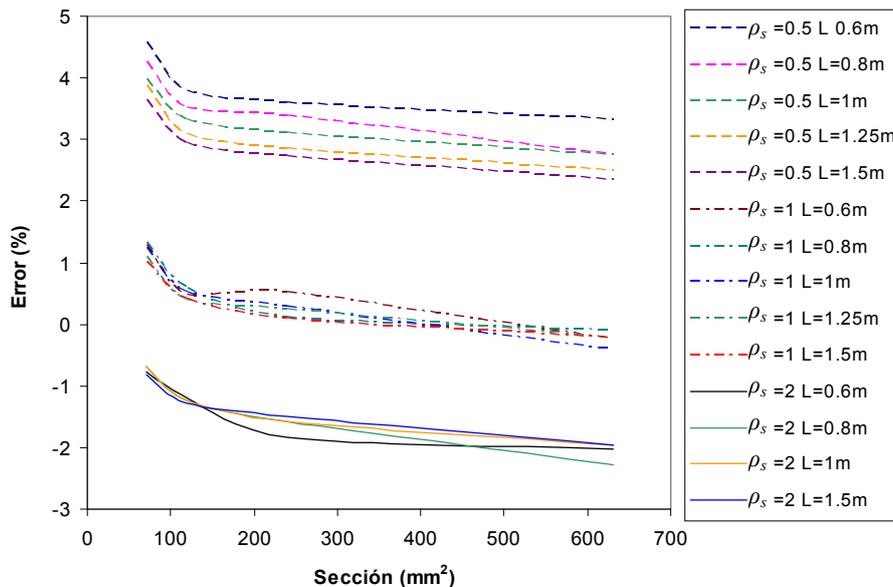
existe una mayor diferencia en los resultados aportados por ambos métodos cuando se considera una resistividad de  $\rho_s = 0.5 \text{ K}\cdot\text{m}/\text{W}$  (terreno muy húmedo). También se observa en dicha figura cómo, a medida que se reduce el valor de  $\rho_s$ , parece existir una mayor influencia de la profundidad de instalación de los conductores en el error relativo entre ambos métodos, ya que se observa un incremento en la separación entre las curvas obtenidas a distintas profundidades.

Para verificar que el comportamiento mostrado en la figura 5.3 es correcto, y validar así los resultados de la nueva expresión, se realizaron las mismas simulaciones para un caso contemplado en la norma, como es el de tres conductores instalados en tresbolillo igualmente cargados y en contacto (figura 5.4), comparando los resultados obtenidos en 75 configuraciones diferentes mediante la expresión dada en la norma UNE 21144 con los calculados mediante elementos finitos.



**Figura 5.4.** Configuración de tres conductores igualmente cargados en contacto mutuo.

El error relativo existente entre ambos métodos se muestra en la figura 5.5. Como se puede apreciar, el comportamiento es prácticamente idéntico al observado en la figura 5.3. Las curvas están agrupadas de igual forma en función del valor de  $\rho_s$ , estando incluso situadas prácticamente en las mismas posiciones. La única diferencia apreciable es una menor influencia de la profundidad para los distintos valores de  $\rho_s$ , por lo que la expresión (5.15) parece tener, al menos, la misma validez que otras expresiones similares ampliamente validadas de la norma.



**Figura 5.5.** Error relativo entre los valores de  $T_4$  obtenidos por la expresión de la norma y elementos finitos para 75 configuraciones de tres conductores en tresbolillo igualmente cargados en contacto mutuo.

- Cálculo del factor de efecto proximidad  $y_p$

Como se comentó anteriormente, la resistencia de un conductor, cuando circula por él una corriente alterna, viene dada por las expresiones (5.2) a (5.6), donde se incluyen los efectos pelicular y de proximidad. Este último puede cuantificarse fácilmente para configuraciones de dos y tres conductores, empleando para ello las expresiones facilitadas por la norma UNE 21144. Sin embargo, no existen en dicha norma expresiones para configuraciones de cuatro conductores en la disposición de la figura 5.2 (con o sin contacto), por lo que debe desarrollarse una nueva expresión para este caso en particular. Para ello se puede proceder de manera semejante al desarrollo empleado para el cálculo de la nueva expresión de  $T_4$ .

Si se observan detenidamente las expresiones (5.5) y (5.6), se puede apreciar que ambas comparten cierta estructura, con una parte común multiplicada en un caso por 2.9 y en el otro por una expresión más compleja. Por ello parece lógico partir de una expresión similar del tipo

$$y_{pNueva} = \frac{x_p^4}{192 + 0.8x_p^4} \left( \frac{d_c}{s} \right)^2 \left[ p_0 \left( \frac{d_c}{s} \right)^2 + \frac{p_1}{\frac{x_p^4}{192 + 0.8x_p^4} + p_2} \right] \quad (5.16)$$

donde  $p_0$ ,  $p_1$  y  $p_2$  son parámetros con los que se procederá a ajustar la expresión para el caso de cuatro conductores. Esto se realizará mediante el mismo problema de optimización empleado para el cálculo de la nueva expresión de  $T_4$ . Para ello se minimizará el error cuadrático resultante de comparar los valores obtenidos para  $y_p$  con la nueva expresión con los obtenidos mediante elementos finitos (Comsol), analizando para ello 100 configuraciones diferentes de cuatro conductores igualmente cargados dispuestos como en la figura 5.2. Los valores de los parámetros utilizados en cada una de ellas son los siguientes:

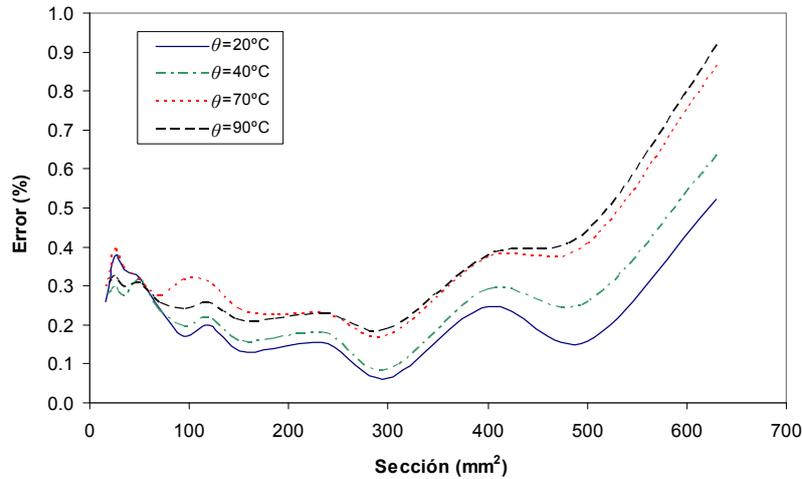
- Secciones de conductor desde 16 mm<sup>2</sup> hasta 630 mm<sup>2</sup>.
- $\theta = \{20^\circ\text{C}, 40^\circ\text{C}, 70^\circ\text{C}, 90^\circ\text{C}\}$
- Separación entre conductores desde el contacto mutuo hasta 500 mm.

A partir de estos datos, se obtiene que los valores de los parámetros que minimizan el error entre los resultados aportados por ambos métodos deben ser  $p_0 = 0$ ,  $p_1 = 1.777$  y  $p_2 = 0.131$ , por lo que la expresión (5.16) quedaría como

$$y_{pNueva} = \frac{x_p^4}{192 + 0.8x_p^4} \left( \frac{d_c}{s} \right)^2 \frac{1.777}{\frac{x_p^4}{192 + 0.8x_p^4} + 0.131} \quad (5.17)$$

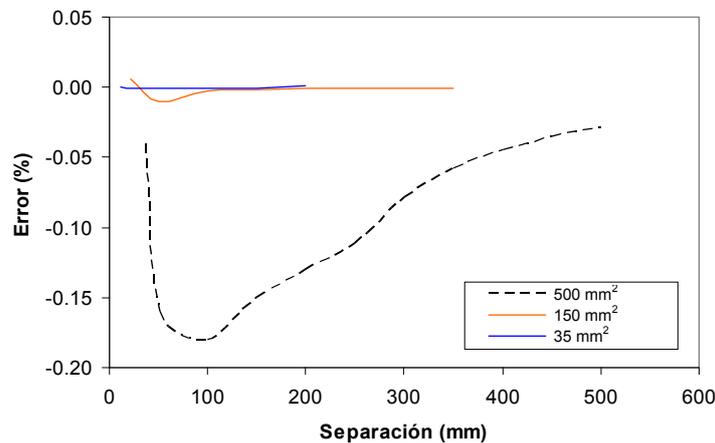
En la figura 5.6 se muestra el error relativo entre los valores obtenidos por la nueva expresión de  $y_p$  y los proporcionados por el análisis mediante elementos finitos para el caso de cuatro conductores en contacto mutuo. Como se puede apreciar, para los rangos de temperaturas y secciones de conductor considerados, la diferencia entre ambos métodos nunca supera el 1 %, siendo mayor el error cuanto mayor es la sección

empleada, algo esperado dado que el efecto proximidad se presenta de forma más acusada en conductores de sección elevada. También se observa un incremento del error al elevar la temperatura de los conductores. En cualquier caso parece existir un buen nivel de concordancia entre ambos métodos.



**Figura 5.6.** Error relativo entre los valores de  $y_p$  obtenidos por la nueva expresión y mediante elementos finitos para distintas secciones de cuatro conductores igualmente cargados en contacto mutuo.

Si fuese necesario, esta expresión puede ser empleada también para situaciones en las que los conductores, aún manteniendo la disposición de la figura 5.2, no están en contacto mutuo entre ellos. En este sentido, la figura 5.7 muestra la influencia de la separación entre los cables en el error relativo entre ambos métodos para tres secciones de conductor. Se observa un buen comportamiento de los resultados ofrecidos por la nueva expresión respecto a los aportados por los elementos finitos, con errores muy reducidos que sólo se ven incrementados levemente a pequeñas distancias o para secciones elevadas.



**Figura 5.7.** Influencia de la separación entre conductores en el error relativo de los valores de  $y_p$  obtenidos por la nueva expresión y mediante elementos finitos para tres secciones distintas de cuatro conductores igualmente cargados.

Por tanto, las nuevas expresiones (5.15) y (5.17) parecen mostrar la suficiente validez para realizar el modelo térmico completo, en base a la norma UNE 21144, de un sistema de tres fases enterradas en presencia de lazos con cuatro vueltas. A continuación, se muestran algunos resultados obtenidos de las múltiples simulaciones realizadas para verificar la validez del modelo magnetotérmico completo.

### 5.2.2. Validación del modelo magnetotérmico analítico

A fin de verificar la validez del nuevo modelo térmico acoplado con la formulación del modelo electromagnético de los lazos multiespira desarrollado en el capítulo 4, se realizarán diversos análisis y comentarios sobre los resultados obtenidos de su aplicación al caso particular de la línea de 132 kV de la figura 4.1 comentado en el capítulo 4. Las dimensiones geométricas y los datos de partida establecidos en su momento para dicho ejemplo se mantienen invariables. Sin embargo, para la resolución del problema térmico es necesario establecer las condiciones térmicas del terreno. En este caso, al igual que en el procedimiento habitual de cálculo de la ampacidad de cables enterrados, se considerarán las condiciones más desfavorables estimadas para el terreno presente en la ubicación de todo el sistema. Los valores tomados son de  $\rho_s = 1 \text{ K}\cdot\text{m}/\text{W}$  y de  $\theta_s = 20 \text{ }^\circ\text{C}$  para la resistividad y temperatura del terreno, respectivamente [7]. En estas condiciones, la ampacidad de la línea de  $630 \text{ mm}^2$  es de 961 A según la norma UNE 21144, para el caso de cables directamente enterrados.

A modo de ejemplo, se considerará para el análisis una configuración de dos lazos independientes de cuatro vueltas directamente enterrados en la zanja. Para esta configuración se ha planteado el problema de optimización (4.22), buscando la solución menos sensible que maximiza el factor de reducción en un punto situado a 1 m sobre el suelo y a 5 m del eje del tendido (mitigación unilateral). Dado que se ha incluido el modelo térmico en el problema de optimización, es necesario realizar algunas modificaciones en el planteamiento de las restricciones y los parámetros del análisis de sensibilidad del problema. A continuación se comentan algunas de ellas:

- Para obtener las soluciones de menor sensibilidad también deben considerarse las variaciones en los parámetros térmicos del terreno  $\rho_s$  y  $\theta_s$ . Puesto que los valores de partida de los mismos se corresponden a las condiciones más desfavorables, sólo se considerarán variaciones a la baja en un porcentaje de  $-50 \%$  en ambos parámetros.
- El rango de variación de las capacidades insertadas y de las posiciones de los lazos en el análisis de sensibilidad se mantienen tal y como se introdujo en el apartado 4.4 ( $\pm 1 \%$  y  $\pm 0.5 \text{ cm}$  respectivamente). Sin embargo, al incluir el modelo térmico en el problema de optimización, el rango de variación de la resistencia del lazo debe modificarse. En el capítulo 4 se justificó una variación de  $\pm 6 \%$  en base a los cambios que la temperatura del terreno podría provocar en la temperatura de los lazos. Como este aspecto ya viene incluido en el modelo térmico implementado, sólo será necesario considerar variaciones en la resistencia en continua de los conductores de lazo respecto a los valores proporcionados por los fabricantes. Por ello será necesario medir la resistencia del lazo completo para conocer con precisión este dato del problema de optimización, por lo que el rango de variación para el análisis de sensibilidad puede ser de un  $\pm 1 \%$  por la precisión de dichas medidas.
- La restricción (4.19) que limitaba la separación entre conductores de fase y de lazos puede ser sustituida por una nueva restricción que salvaguarde la integridad de los conductores de fase. Dicha restricción consistirá en limitar la temperatura de los cables a la máxima permitida por su aislamiento. En este caso, se supondrá un aislamiento tipo XLPE, por lo que su temperatura estará limitada a  $\theta_{\text{max}} = 90^\circ\text{C}$ . Por tanto, la nueva restricción será de la forma

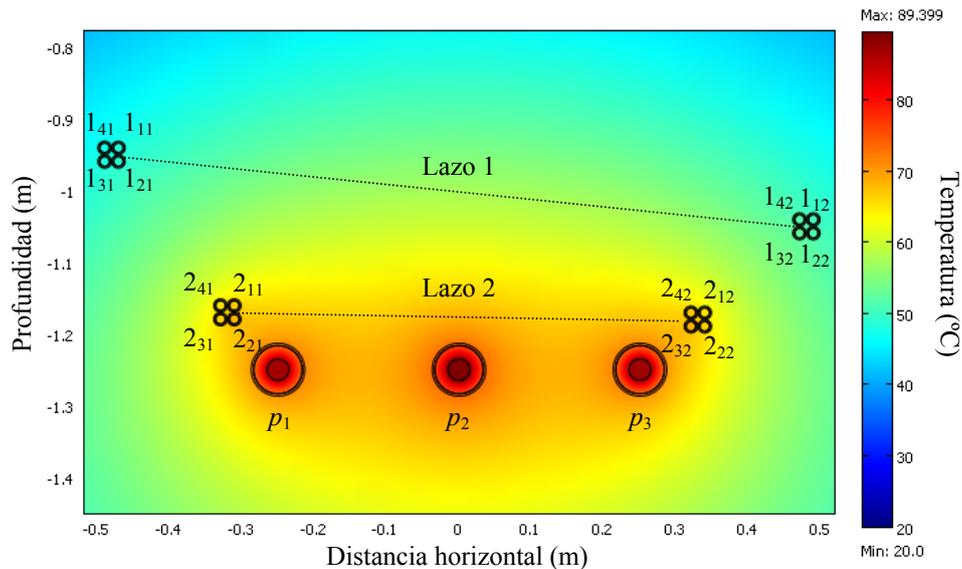
$$\theta_{pf} \leq 90^\circ\text{C}, \text{ con } f=1, \dots, 3 \quad (5.18)$$

Con todo esto, el problema de optimización magnetotérmico quedaría formulado de la siguiente manera:

$$\begin{aligned} &\text{Maximizar } \{FR(x_{am}, y_{am}) = f(x, y, R_{DC}, C, \rho_s, \theta_s) \text{ y} \\ &FR_{\min}(x_{am}, y_{am}) = f(x+\Delta x, y+\Delta y, R_{DC}+\Delta R_{DC}, C+\Delta C, \rho_s+\Delta \rho_s, \theta_s+\Delta \theta_s)\} \end{aligned} \quad (5.19)$$

siendo  $(x_{am}, y_{am})$  el punto del área de interés con menor  $FR$  definido según (4.23).

En estas condiciones, se ha resuelto el problema de optimización para múltiples situaciones empleando dos lazos independientes de cuatro vueltas, considerando distintas secciones de lazo y corrientes por las fases. A continuación se muestran los resultados obtenidos para la configuración 2LI4v120 como caso representativo de todas las simulaciones realizadas, considerando una corriente por las fases de 900 A. La solución óptima de menor sensibilidad obtenida en estas condiciones se muestra en la figura 5.8, en la que se representa el campo de temperaturas ocasionado por la instalación de dicha solución en la zanja (identificación de los conductores del tipo 2<sub>31</sub>, que identifica al conductor 1 que forma la vuelta 3 del lazo 2). Los valores de temperatura de cada uno de los conductores del sistema, así como las diferencias entre los resultados proporcionados por el método analítico y el numérico, se muestran en la tabla 5.1. Esta solución proporciona una reducción máxima de 107.88 y mínima de 29.



**Figura 5.8.** Campo de temperaturas en un sistema trifásico enterrado en presencia de dos lazos de cuatro vueltas de 120 mm<sup>2</sup> de sección para una corriente de fases de 900 A (Comsol).

Como se puede observar, la temperatura máxima de los conductores de fase ha quedado limitada por debajo de 90 °C, tal y como impone la restricción (5.18). Asimismo, se puede apreciar cómo la diferencia máxima entre la temperatura proporcionada por el modelo analítico y el modelo de elementos finitos apenas supera el 1 % en el peor de los casos, por lo que existe una buena concordancia entre los resultados obtenidos por ambos métodos. Por otro lado, la distancia mínima entre los conductores de fase y de lazo se ha reducido a unos 10 cm, lo que ha permitido incrementar el valor de reducción mínima respecto a la solución obtenida en el procedimiento de diseño del apartado 4.4, pasando de 23 a 29.

**Tabla 5.1.** Valor absoluto y error relativo en la temperatura de cada conductor calculados mediante el modelo magnetotérmico analítico y mediante elementos finitos (Comsol) en el caso 2L14v120.

Conductores	Temperatura de los conductores (°C)		Error relativo (%)
	Modelo analítico	Elemento finitos	
$p_1$	87.04	87.04	0.00
$p_2$	89.67	89.39	0.31
$p_3$	87.10	87.24	-0.16
$l_{11}$	48.26	48.16	0.21
$l_{21}$	48.89	49.11	-0.45
$l_{31}$	48.38	48.33	0.10
$l_{41}$	47.77	47.43	0.72
$l_{12}$	50.93	50.56	0.73
$l_{22}$	51.50	51.42	0.16
$l_{32}$	52.21	52.48	-0.51
$l_{42}$	51.60	51.57	0.06
$2_{11}$	66.69	66.89	-0.30
$2_{21}$	67.72	68.46	-1.08
$2_{31}$	66.50	66.67	-0.25
$2_{41}$	65.65	65.34	0.47
$2_{12}$	65.62	65.39	0.35
$2_{22}$	66.36	66.55	-0.29
$2_{32}$	67.65	68.46	-1.18
$2_{42}$	66.73	67.06	-0.49

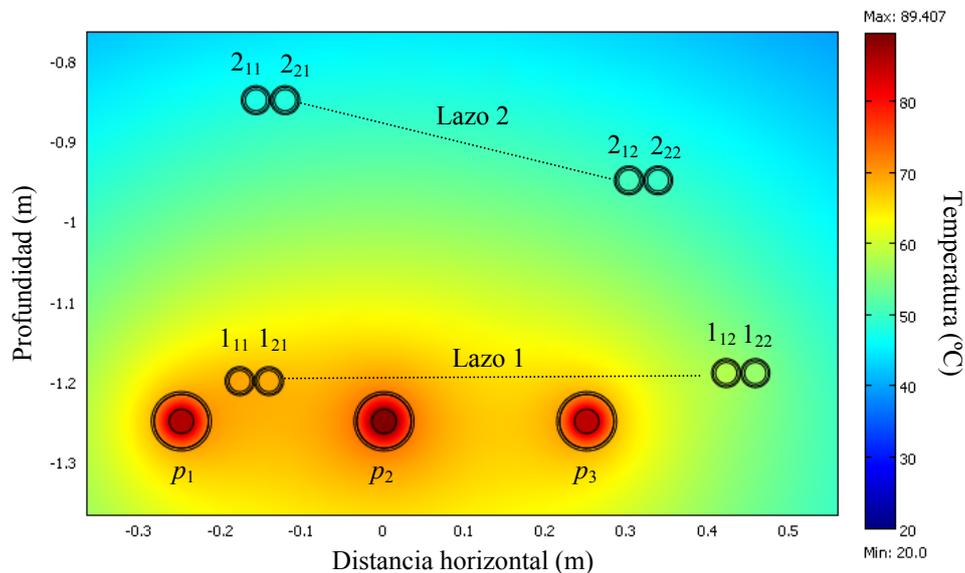
Por tanto, parece claro que el nuevo modelo magnetotérmico tiene validez suficiente para analizar con cierta precisión sistemas de compensación del campo magnético de líneas subterráneas mediante lazos multiespira. No obstante, el caso presentado anteriormente es meramente representativo de los múltiples sistemas que se han analizado por ambos métodos. Muchas otras configuraciones de lazos se han analizado para diversas secciones de lazo y fases, así como para distintas corrientes de línea. En todos ellos las diferencias encontradas entre los resultados proporcionados por el método analítico y el numérico han sido siempre menores que el caso expuesto. Además, aunque el modelo analítico sí contempla el efecto de proximidad entre los conductores que forman las espiras de los lazos para el cálculo de las pérdidas, hay que recordar que también se ha considerado la hipótesis inicial definida en el apartado 3.2.1 que desprecia el posible efecto de proximidad que pudiese presentarse entre los conductores de fase y los lazos. Sin embargo, esto sí se contempla en el modelo de elementos finitos, por lo que, en base a las reducidas diferencias existentes entre los resultados proporcionados por ambos modelos, se puede afirmar que dicho efecto no tiene una presencia importante en la tipología de lazos considerada. En consecuencia, se confirma que dicha hipótesis inicial es totalmente correcta, posiblemente debido a que, aún habiendo eliminado la restricción de separación mínima entre fases y lazos, las soluciones óptimas obtenidas siempre mantienen los conductores de lazo a cierta distancia de las fases para limitar su temperatura (5.18). Esto, junto a que las secciones empleadas en los lazos no son elevadas, evita que el efecto proximidad sea más acusado.

Finalmente, a fin de verificar definitivamente el comportamiento del nuevo modelo, también se analizaron múltiples configuraciones de dos lazos independientes con dos espiras directamente enterrados, ya que en esta disposición existen dos conductores en

contacto en los lazos cuyo comportamiento térmico puede analizarse fácilmente mediante expresiones incluidas en la norma UNE 21144. En los análisis realizados se determinó el error relativo entre los resultados aportados por el modelo analítico de la norma y los aportados por simulaciones basadas en elementos finitos, con objeto de determinar su orden de magnitud y compararlo posteriormente con los resultados obtenidos en el caso de lazos de cuatro espiras. Como caso representativo de las simulaciones realizadas, a continuación se muestran los resultados obtenidos para una configuración de dos lazos con dos vueltas de 500 mm<sup>2</sup> (2LI2v500), considerando una intensidad de 900 A por las fases. El campo de temperaturas obtenido en este caso se muestra en la figura 5.9, mientras que la temperatura y el error relativo entre ambos métodos se muestran en la tabla 5.2.

**Tabla 5.2.** Valor absoluto y error relativo en la temperatura de cada conductor calculados mediante el modelo magnetotérmico analítico y mediante elementos finitos (Comsol) en el caso 2LI2v500.

Conductores	Temperatura de los conductores (°C)		Error relativo (%)
	Modelo analítico	Elemento finitos	
$p_1$	85.51	86.18	-0.77
$p_2$	89.51	89.42	-0.01
$p_3$	85.27	85.38	-0.13
$l_{11}$	68.44	69.39	-1.36
$l_{21}$	68.44	69.06	-0.89
$l_{12}$	57.78	58.14	-0.62
$l_{22}$	56.11	56.23	-0.21
$2_{11}$	47.68	47.90	-0.46
$2_{21}$	47.98	48.21	-0.47
$2_{12}$	50.30	50.49	-0.38
$2_{22}$	49.61	49.74	-0.26



**Figura 5.9.** Campo de temperaturas en un sistema trifásico enterrado en presencia de dos lazos de dos vueltas de 500 mm<sup>2</sup> de sección para una corriente de fases de 900 A (Comsol).

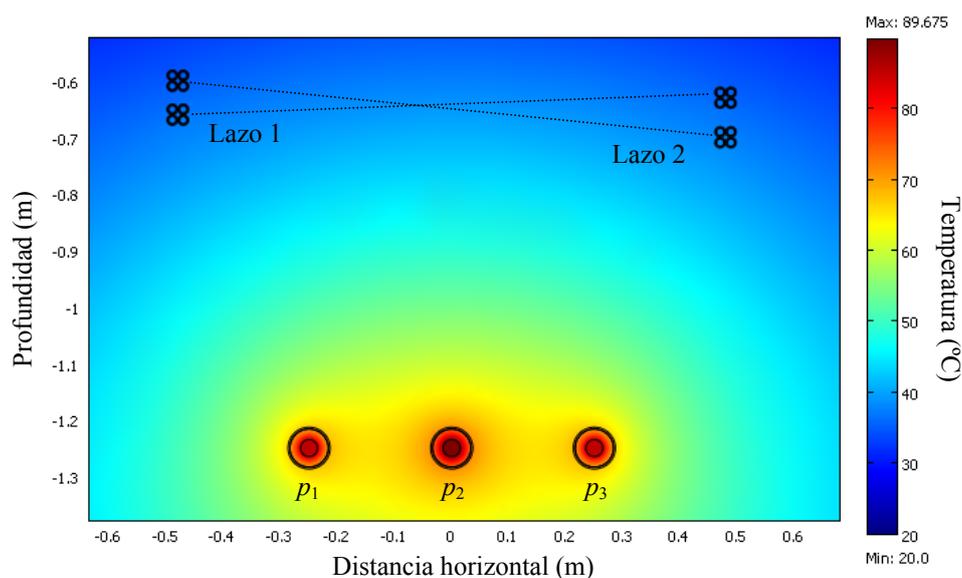
Como se puede observar en la tabla 5.2, las diferencias entre los resultados proporcionados por el modelo analítico y el numérico son también muy reducidas, obteniéndose errores relativos del mismo orden que los mostrados en la tabla 5.1 para el

ejemplo de la configuración 2LI4v120 anteriormente analizada. Por tanto, dado que en este caso se han empleado expresiones de la norma ampliamente validadas, se puede afirmar que el modelo magnetotérmico propuesto para las configuraciones de lazos de cuatro vueltas tiene, al menos, la misma validez que otras configuraciones analizables mediante la norma UNE 21144.

### 5.3. Efectos térmicos sobre la línea derivados de la presencia de lazos

Una vez obtenido un modelo adecuado para el análisis térmico del sistema trifásico enterrado en presencia de lazos, es posible analizar en detalle las consecuencias que la instalación de este tipo de sistema de compensación tiene sobre las características de la línea, y más en concreto en su capacidad de transporte (ampacidad). Para ello haremos uso nuevamente, a modo de ejemplo, del caso de la configuración 2LI4v120 comentado en el apartado anterior.

Una de las principales consecuencias de la instalación de los lazos en la zanja es el incremento de temperatura que sufren los conductores de fase al verse sometidos a estas nuevas fuentes de calor. En el caso de la figura 5.8 se pudo observar que, para una corriente de 900 A por las fases, la temperatura máxima alcanzada en las mismas era muy próxima a los 90°C. En consecuencia, al instalar dicha configuración de lazo, la capacidad de transporte de la línea pasa de los 961 A que podían circular sin presencia de lazos a 900 A. Es decir, la ampacidad se ha visto reducida (aproximadamente un 6%). Esto se debe a que los lazos tienden a acercarse lo máximo posible a la línea para optimizar el nivel de mitigación alcanzado, con la única limitación de no calentar los conductores de fase por encima de los 90°C que soportaría su aislamiento. Por tanto, parece lógico pensar que, en principio, el nivel de reducción y la configuración óptima dependerán fuertemente del nivel de corriente circulante por la línea, de modo que a mayor potencia transportada, menor será la proximidad del lazo al tendido y, por tanto, menor la mitigación alcanzada. Un ejemplo de ello puede observarse en la figura 5.10, en la que se muestra la configuración óptima obtenida considerando una corriente por las fases igual a su ampacidad (961 A). Esto impide acercarse a los lazos, puesto que la temperatura en las fases ya es de 90°C, por lo que la reducción es muy pequeña.



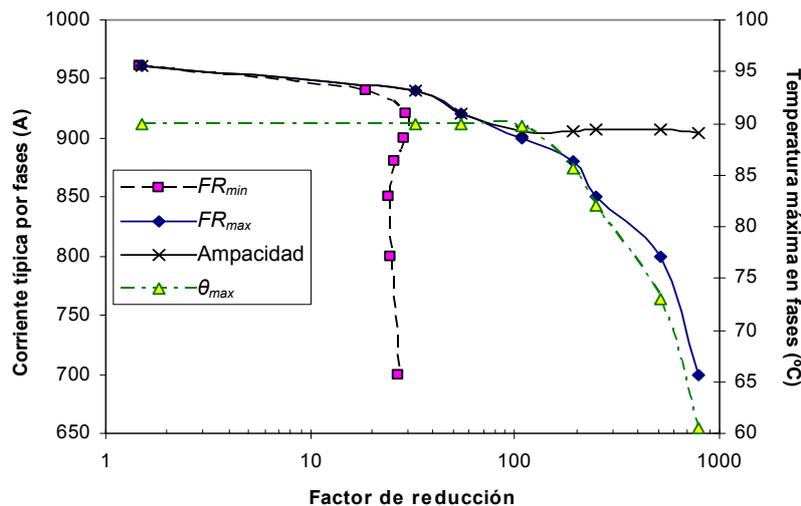
**Figura 5.10.** Campo de temperaturas en un sistema trifásico enterrado en presencia de dos lazos de cuatro vueltas de 120 mm<sup>2</sup> de sección para una corriente de fases de 961 A (Comsol).

Sin embargo, como puede verse en la tabla 5.3, a medida que se reduce la corriente por las fases, los conductores de los lazos tienden a aproximarse cada vez más a la línea ( $D_{min}$ ). Esto se debe principalmente a la reducción de la intensidad de corriente que circula por la línea, que conlleva una disminución importante de la temperatura en las fases, permitiendo a los lazos acercarse más al tendido sin afectar de manera importante la temperatura. Esto facilita mejorar los niveles de eficiencia de los lazos de manera significativa, que pasan de ser del orden de 1.51 hasta los 791.89.

**Tabla 5.3.** Corriente y temperatura máxima de las fases, reducción máxima y mínima, pérdidas, ampacidad y distancia mínima entre fases y lazos para distintas soluciones de la configuración 2LI4v120 obtenidas analíticamente que maximizan la reducción a 5 m del tendido (longitud de lazo 100 m).

$I_{fases}$ (A)	$FR_{min}$	$FR_{max}$	Pérdidas lazos (W)	$\theta_{max}$ fases (°C)	Ampacidad (A)	$D_{min}$ (cm)
961	1.47	1.51	71.74	89.99	961	59.6
940	18.6	32.88	1072.26	89.97	940	13.5
920	29.26	55.026	1942.69	89.97	920	12.7
900	29	107.88	2559.33	89.68	906	10.4
880	25.68	192.18	2287.98	85.6	906	9.3
850	24.1	249.27	1324.95	82	907	8.2
800	24.88	512.54	1824.565	72.94	908	7.7
700	26.75	791.89	1501.36	60.48	905	7.3

Este comportamiento también ocasiona que, sólo en los casos en los que la corriente de las fases sea próxima a su ampacidad, la temperatura máxima de la línea llegue a alcanzar los 90°C, existiendo un cierto nivel de corriente por las fases (900 A) por debajo del cual es posible seguir incrementando la mitigación sin llevar a los conductores de fase hasta su límite térmico. Esto se aprecia más claramente en la figura 5.11, donde se representan los valores de reducción máxima y mínima, ampacidad y temperatura máxima de las fases de las distintas soluciones de la tabla 5.3. En ella se aprecia cómo a partir de 900 A la temperatura máxima alcanzada en las fases decrece drásticamente, permitiendo así alcanzar cada vez mayores niveles de mitigación.



**Figura 5.11.** Reducción máxima y mínima, ampacidad y temperatura máxima de las fases para las soluciones de la tabla 5.3.

Además, este comportamiento en la temperatura máxima de la línea provoca que existan dos zonas claramente diferenciadas para el valor de su ampacidad. Por un lado, en la figura 5.11 se observa cómo, a partir del momento en el que la temperatura de las fases

comienza a disminuir por debajo de los 90°C (nivel de corriente del tendido por debajo de los 900 A), las soluciones óptimas de la tabla 5.3 mantienen la ampacidad de la línea en torno a los 905 A. Sin embargo, para niveles de corriente más próximos a la ampacidad inicial de la línea (961 A), su capacidad de transporte queda limitada al mismo valor de intensidad que circula en ese momento por la línea, ya que la presencia de los lazos, aún estando a cierta distancia del tendido, eleva rápidamente la temperatura de las fases hasta los 90°C, impidiendo alcanzar elevados niveles de mitigación.

Por otro lado, en la figura 5.11 también se aprecia cómo la reducción mínima garantizada por la mayoría de las soluciones óptimas encontradas es del orden de 25, independientemente del nivel de carga de la línea para el que se haya obtenido la solución, a excepción de las soluciones obtenidas para niveles de carga próximos a los 961 A de ampacidad del tendido. Por el contrario, la reducción máxima aportada por todas las soluciones obtenidas tiende a incrementarse de manera notable a medida que se consideran menores corrientes por las fases.

Por tanto, de todo lo comentado anteriormente se desprende que, para el caso concreto de la configuración 2LI4v120, es posible obtener soluciones de alta mitigación con un moderado impacto sobre la capacidad de transporte del tendido (del orden del 6 %) si el nivel de carga habitual de la línea está por debajo de su ampacidad inicial.

Sin embargo, la eliminación de la restricción (4.19) que limitaba la distancia mínima entre los conductores de las fases y los lazos tiene un claro inconveniente. Si se observan los valores de las pérdidas producidas en cada una de las soluciones óptimas de la tabla 5.3, se comprueba que éstas comienzan a ser de cierta importancia, llegando a superar los 2.5 kW para lazos de 100 m de longitud. Estos niveles de pérdidas pueden influir de manera importante en el proceso de selección de una determinada solución de mitigación respecto a otras, ya que al coste inicial de la instalación habría que añadir los costes de operación derivados de dichas pérdidas. Por ejemplo, para unas pérdidas en los lazos de 2.5 kW, los costes de operación durante 30 años ascenderían a 64800 €<sup>1</sup>. Esto plantea la cuestión de si es posible encontrar soluciones óptimas de baja sensibilidad que, además, lleven asociadas unas pérdidas mucho más reducidas. Esto puede conseguirse modificando la función objetivo del problema de optimización, obteniéndose los resultados mostrados en la tabla 5.4 para las distintas soluciones óptimas de mínimas pérdidas considerando diferentes niveles de carga en el tendido.

**Tabla 5.4.** Corriente y temperatura máxima de las fases, reducción máxima y mínima, pérdidas y ampacidad de las soluciones de mínimas pérdidas de la configuración 2LI4v120 que maximizan la reducción a 5 m del tendido (longitud de lazo 100 m).

$I_{fases}$ (A)	$FR_{min}$	$FR_{max}$	Pérdidas lazos (W)	$\theta_{max}$ fases (°C)	Ampacidad
961	1.47	1.51	71.74	89.99	961
940	18.6	32.88	1072.26	89.97	940
920	20.52	53.99	1402.8	89.79	926
900	20.68	62.06	1412.69	87.98	925
880	21.2	62	1208.42	84.98	930
850	22.7	231.72	1303.72	77.72	926
800	20.11	398.78	1059.5	69.92	932
700	20.74	429.73	1043.55	75.38	920

<sup>1</sup> Considerando un precio de 0.1 €/kWh.

Como se puede observar, las pérdidas son mucho más reducidas que en el caso anterior, lo que permite obtener soluciones que tienen un menor impacto sobre la ampacidad de la línea, la cual se estabiliza en torno a los 925 A. Sin embargo, la efectividad alcanzada con estas soluciones se ve mermada en comparación con los casos de la tabla 5.3, fundamentalmente la mitigación mínima que garantizan, que en este caso se reduce a valores próximos a 20. Esto puede provocar que las soluciones óptimas de menores pérdidas puedan no alcanzar los requisitos de mitigación necesarios para una determinada instalación, mientras que las soluciones inicialmente obtenidas de la tabla 5.3 sí podrían garantizarlos.

Por tanto, del análisis realizado queda claro que existen dos posibles vías bien diferenciadas a través de las cuales afrontar el problema de optimización, cada una de ellas proporcionando distintos grupos de soluciones que presentan tanto ventajas como inconvenientes. Por un lado, es posible encontrar soluciones que maximicen la reducción, pero que ocasionan unas pérdidas elevadas. Por otro lado, la obtención de soluciones que presenten pérdidas mínimas puede ocasionar que no se cumplan los requisitos mínimos de mitigación. En consecuencia, es necesario encontrar algún tipo de solución de compromiso que permita obtener configuraciones de lazos que dispongan de la cualidades ventajosas que aporta cada vía (maximizar la reducción minimizando las pérdidas). Esto puede realizarse a través del índice de selección  $IS$  definido en (4.24), ya que este parámetro evalúa el coste asociado a la obtención de un determinado nivel mínimo de reducción. Así, la nueva función objetivo de nuestro problema de optimización podría plantearse como

$$\text{Maximizar } \{IS(x_{am}, y_{am}) = f(x, y, R_{DC}, C, \rho_s, \theta_s) \text{ y } FR_{min}(x_{am}, y_{am}) = f(x+\Delta x, y+\Delta y, R_{DC}+\Delta R_{DC}, C+\Delta C, \rho_s+\Delta \rho_s, \theta_s+\Delta \theta_s)\} \quad (5.20)$$

la cual se resuelve con una optimización semiheurística similar a la empleada en (4.22), siendo  $(x_{am}, y_{am})$  el punto del área de interés con menor  $FR$  según (4.23). De esta forma se buscan las soluciones con mayor relación “eficiencia-coste” y de menor sensibilidad a las variaciones de los parámetros. Los niveles de reducción proporcionados por las soluciones óptimas de mejor  $IS$  y baja sensibilidad obtenidas mediante (5.20) se muestran en la tabla 5.5, junto a los mismos datos y los valores del índice de selección de las soluciones óptimas iniciales de la tabla 5.3 y de las soluciones con menores pérdidas de la tabla 5.4.

**Tabla 5.5.** Reducción máxima y mínima e índice de selección de las soluciones óptimas iniciales, de los óptimos de menores pérdidas y de los óptimos con mejor  $IS$  de distintas soluciones de la configuración 2LI4v120 que maximizan la reducción a 5 m del tendido (longitud de lazo 100 m).

$I_{fases}$ (A)	Óptimos iniciales			Pérdidas mínimas			$IS$ óptimo		
	$FR_{min}$	$FR_{max}$	$IS$	$FR_{min}$	$FR_{max}$	$IS$	$FR_{min}$	$FR_{max}$	$IS$
961	1.47	1.51	2.86	1.47	1.51	2.86	1.47	1.51	2.86
940	18.6	32.88	23.91	18.6	32.88	23.91	18.6	32.88	23.91
920	29.26	55.026	29.07	20.52	53.99	23.73	29.26	55.026	29.07
900	29	107.88	24.82	20.68	62.06	23.85	23.58	86.07	25.61
880	25.68	192.18	23.40	21.2	62	26.06	23.64	98.13	27.92
850	24.1	249.27	28.55	22.7	231.72	27.07	24.1	249.27	28.55
800	24.88	512.54	25.51	20.11	398.78	25.97	24.73	265.06	31.47
700	26.75	791.89	30.04	20.74	429.73	26.93	26.75	791.89	30.04

De estos datos se desprenden varias conclusiones. Por un lado, se comprueba que con el nuevo planteamiento del problema de optimización es posible, para distintos niveles de carga de la línea, encontrar soluciones que alcanzan mejores niveles en la relación “efectividad-coste”, principalmente en los casos de 900 A y 880 A que eran las soluciones con las pérdidas más elevadas en la tabla 5.3. Como se puede ver, en ambos casos se ha reducido la eficiencia máxima y mínima respecto al óptimo inicial, pero en menor medida que si se hubiesen buscado los óptimos de menores pérdidas. Sin embargo, también se observa que existen soluciones que se repiten siempre independientemente del tipo de función objetivo planteada, como ocurre para los casos de 961, 940, 920 y 700 A, lo que deja claro que son las soluciones óptimas en todos los aspectos. Por tanto, parece evidente que el nuevo planteamiento ayuda a seleccionar mejor las soluciones óptimas para cada tipo de situación, descartando las soluciones que conllevan elevadas pérdidas y reducidos niveles de mitigación mínima, buscando las opciones que presentan un mayor equilibrio en ambos aspectos.

Como consecuencia de todo ello, será necesario modificar el procedimiento de diseño inicial presentado en el apartado 4.4, a fin de establecer los pasos necesarios para la obtención de la configuración de lazos más adecuada en términos de eficiencia y coste, empleando para ello el modelo magnetotérmico completo.

#### **5.4. Procedimiento de diseño definitivo de lazos de cuatro espiras**

Como se ha podido comprobar a lo largo del apartado anterior, una vez que se consideran los efectos térmicos derivados de la implementación de lazos de compensación en la zanja, aparecen nuevas disyuntivas que dificultan la selección de la configuración de lazos más adecuada para una situación particular. Ya no se trata únicamente de obtener las posiciones y capacidades de los lazos que proporcionan la máxima mitigación en un determinado punto, sino que estas deben ser también las de menor sensibilidad ante variaciones en los parámetros geométricos, eléctricos y térmicos, y además deben ser las que proporcionen una mayor relación “efectividad-coste” (4.24). Teniendo en cuenta que el modelo magnetotérmico propuesto es únicamente válido para configuraciones de lazos independientes de cuatro vueltas, todo esto puede formularse en el problema de optimización mediante una función multiobjetivo como la expresada en (5.20), sujeta a las restricciones (4.2), (4.3) y (5.18).

En base a este nuevo planteamiento del problema de optimización, y teniendo en cuenta los cambios y observaciones realizados en el apartado anterior, se propone el siguiente procedimiento de diseño para la obtención de la configuración más adecuada de lazos de cuatro espiras para un caso determinado:

Paso 1: Para las configuraciones de cuatro vueltas por lazo, obtener las soluciones óptimas de mayor relación “efectividad-coste” y menor sensibilidad a variaciones en los parámetros geométricos, eléctricos y térmicos (5.20), tomando como dato de partida la intensidad de corriente que circula habitualmente por la línea. Asimismo, considerar como valor de la resistencia en corriente continua  $R_{DC}(\theta_0)$  de los lazos la medida realizada sobre los posibles conductores a emplear, a fin de reducir las diferencias respecto a los valores proporcionados por el fabricante y obtener así las capacidades óptimas más adecuadas para el cable que se instalará en la realidad. Los

rangos de variación de los distintos parámetros a considerar en el análisis de sensibilidad serán:

- $\pm 0.5$  cm en las posiciones de los lazos, dado que se utilizará algún tipo de soporte para asegurar la ubicación óptima de los conductores;
- $\pm 1$  % en la resistencia en corriente continua a la temperatura de  $20^\circ\text{C}$   $R_{DC}(\theta_0)$ , puesto que el valor de partida de este parámetro proviene de una medición;
- $\pm 1$  % en las capacidades de los condensadores, los cuales se medirán posteriormente en el paso 3;
- $-50$  % en la resistividad térmica del terreno  $\rho_s$ , ya que el valor inicial de partida se considera en las condiciones más desfavorables;
- $-50$  % en la temperatura del terreno  $\theta_s$  por las razones anteriores.

Paso 2: De las soluciones obtenidas de cada configuración, seleccionar las soluciones que cumplan los requisitos mínimos de mitigación necesarios en el lugar de instalación (p.e.  $FR_{min} > 20$ ), y que a su vez dispongan del mayor índice de selección  $IS$ , o lo que es lo mismo, mayor relación “efectividad-coste”, en cuya definición se incluyen tanto los costes iniciales de instalación como los costes de operación derivados de las pérdidas durante un determinado periodo de tiempo (p.e. 30 años).

Paso 3: Para las configuraciones seleccionadas, buscar los condensadores comerciales que permitan obtener las capacidades más próximas a los valores obtenidos en el problema de optimización, empleando para ello el menor número de condensadores posible. Para tener en cuenta la influencia de la tolerancia de fabricación ( $\pm 5\%$ ) en las capacidades reales de los condensadores seleccionados, es preciso realizar mediciones (precisión típica de  $\pm 1$  %) para garantizar su proximidad a los valores óptimos obtenidos del algoritmo.

Paso 4: Recalcular las posiciones óptimas de los conductores de los lazos seleccionados tomando como datos las medidas de las capacidades realizadas en el paso 3. Esto requiere ejecutar nuevamente el algoritmo de optimización para obtener las soluciones menos sensibles a las variaciones de los parámetros (5.20), teniendo en cuenta para ello los rangos de variación empleados en el paso 1.

A modo de ejemplo, se aplicará este nuevo procedimiento al caso de la línea enterrada de 132 kV introducido anteriormente en el apartado 3.3.4, suponiendo que por ella circula habitualmente una corriente de 920 A. En este caso se considerarán las configuraciones de uno y dos lazos independientes de cuatro vueltas realizados con conductores de  $120\text{ mm}^2$  y  $240\text{ mm}^2$ , cuyos datos se muestran en la tabla 5.6. En dicha tabla también se incluyen el resto de datos que caracterizan las condiciones térmicas y geométricas de la instalación.

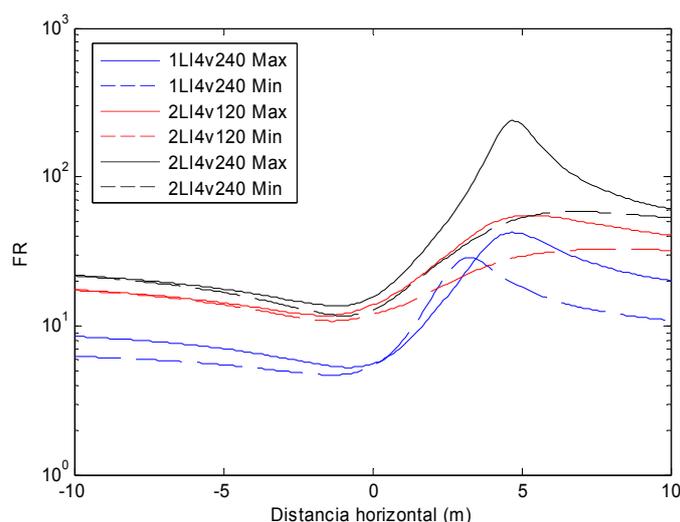
**Tabla 5.6.** Parámetros de los conductores de lazos, datos geométricos del tendido y características térmicas del terreno.

	$120\text{ mm}^2$	$240\text{ mm}^2$	$d_t$	1.5 m	$d_{lmin}$	0.6 m
Diámetro externo (mm)	19	26	$w_t$	1 m	$\rho_s$	1 K·m/W
rgm (mm)	5.06	7.2	$d_p$	1.25 m	$\theta_s$	$20^\circ\text{C}$
$R_{DC}(20^\circ\text{C})$ ( $\Omega/\text{km}$ )	0.1345	0.0672	$w_p$	0.25 m		

Los resultados obtenidos de la aplicación del procedimiento a las configuraciones de lazos mencionadas se muestran en la tabla 5.7. Como se puede apreciar, los niveles de reducción, tanto mínimos como máximos, se incrementan a medida que se utiliza un mayor número de lazos y mayores secciones de conductor, proporcionando los perfiles de reducción mostrados en la figura 5.12. Sin embargo, en caso de que los requerimientos mínimos de mitigación en la ubicación final de los lazos sean del orden de 20, queda claro que las soluciones de un único lazo quedarían descartadas al no garantizar dicho mínimo.

**Tabla 5.7.** Reducción máxima y mínima, pérdidas, costes de instalación, de operación y totales, índice de selección y ampacidad de las soluciones óptimas de cuatro configuraciones distintas de lazos independientes de cuatro vueltas que maximizan la reducción a 5 m del tendido (longitud de lazos 100 m e intensidad por la línea de 920 A).

Config.	$FR_{min}$	$FR_{max}$	Pérdidas (W)	Costes de instalación (€)	Coste operación (30 años) (€)	Costes totales (€)	$IS$	Ampacidad (A)
1LI4v120	6.2	6.98	1859.56	25000	48869.2	73869.2	8.39	920
1LI4v240	18.11	41.52	1525.88	48000	40100.1	88100.1	20.56	924
2LI4v120	29.27	55.02	1942.69	49600	51053.9	100653.9	29.08	920
2LI4v240	53.03	224.88	785.04	96000	20630.9	116630.9	45.47	944



**Figura 5.12.** Perfil de reducción máxima y mínima a 1 m del suelo de las configuraciones más eficientes de la tabla 5.7.

Pero además, de este resultado también se puede realizar otra lectura. Dado que por la línea circula una corriente de 920 A (muy próxima a los 961 A de la ampacidad inicial del tendido), la temperatura de los conductores de fase ronda los 86°C. Esto implica que los conductores de los lazos no podrán aproximarse demasiado a la línea, lo que se observa claramente en las configuraciones de un único lazo, que proporcionan los menores niveles de mitigación al ver limitada la posibilidad de reducir la distancia a las fases por la temperatura de estas. Sin embargo, la inclusión de un segundo lazo permite una mayor flexibilidad a la hora de incrementar la mitigación, ya que existen más grados de libertad para mejorar la eficiencia, disminuyendo la necesidad de acercarse los lazos al tendido como ocurre en el caso de un único lazo. Además, observadas las reducciones dadas por las configuraciones 1LI4v240 y 2LI4v120 en las que se emplea la misma cantidad de cobre, se comprueba que la opción de repartir una cierta cantidad de material en dos lazos es mejor que si se realiza sobre uno sólo. De todo ello se

desprende que, cuando el nivel de carga de la línea es elevado, las configuraciones de dos lazos independientes tienen más facilidad para proporcionar buenos resultados que las soluciones de un único lazo.

Por otro lado, la tabla 5.7 también muestra las pérdidas asociadas a las soluciones óptimas de dichas configuraciones, entre las que destaca el reducido valor alcanzado en la configuración 2LI4v240. Esto, junto a los elevados niveles de reducción máxima y mínima que proporciona, hace que esta configuración sea la mejor posicionada en el proceso de selección, ya que además dispone del mayor índice “efectividad-coste” de las disposiciones analizadas. Asimismo, esta configuración es la que menores efectos tiene sobre la ampacidad de la línea, reduciéndola en sólo un 1.7 % hasta los 944 A, mientras el resto de casos la reducen en un 4.3% hasta los 920 A. Sin embargo, también es la opción que requiere una mayor inversión inicial para su instalación (96000 €), aspecto que puede decantar la selección por la configuración 2LI4v120, al requerir una inversión inicial del orden de la mitad (49600 €). No obstante, considerando los costes asociados a las pérdidas durante un periodo de explotación de unos 30 años, el coste total de ambas configuraciones se equilibra en cifras muy similares, aunque la eficiencia ofrecida durante ese tiempo por la configuración de 120mm<sup>2</sup> es mucho menor que la proporcionada por la solución basada en cable de 240 mm<sup>2</sup>. Por tanto, lo más lógico sería seleccionar la configuración 2LI4v240 por su elevado nivel de mitigación y reducido efecto sobre la ampacidad de la línea. Para dicha configuración, la tabla 5.8 muestra los valores de los parámetros más representativos de la solución óptima obtenida del procedimiento de diseño.

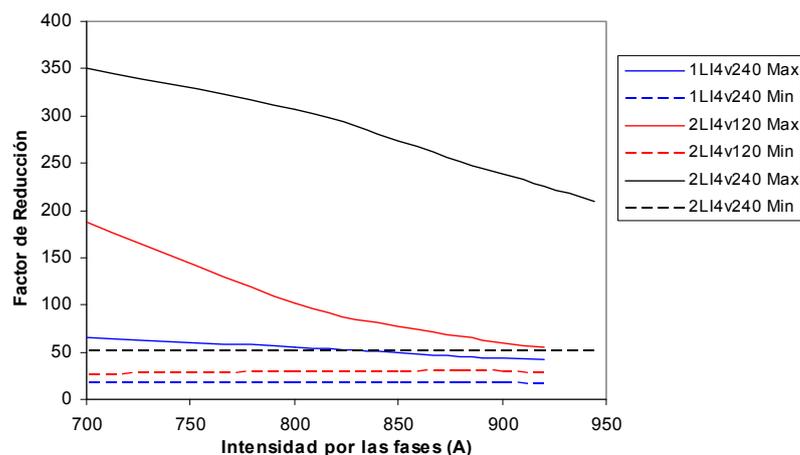
**Tabla 5.8.** Máxima y mínima reducción, coordenadas de los lazos, corrientes inducidas, capacidades y tensión aplicada en los condensadores para la configuración 2LI4v240 (de 100 m de longitud) que maximiza la reducción a 5 m del tendido.

	Factor de reducción	Coordenadas de los lazos (m)
2LI4v240	$FR_{max} = 224.88$ $FR_{min} = 53.03$	Lazo 1: (-0.47 , -1.27), (0.33 , -1.24) Lazo 2: (-0.46 , -0.8), (0.46 , -1.1)
	Corriente	Capacidades y tensión aplicada
	$I_1 = 106.35$ A $I_2 = 17.58$ A	$C_1 = 17.6$ mF $V_{C1} = 19.14$ V $C_2 = 9.94$ mF $V_{C2} = 5.62$ V
	Pérdidas	
	Lazo 1: 764.83 W      Lazo 2: 20.2 W	

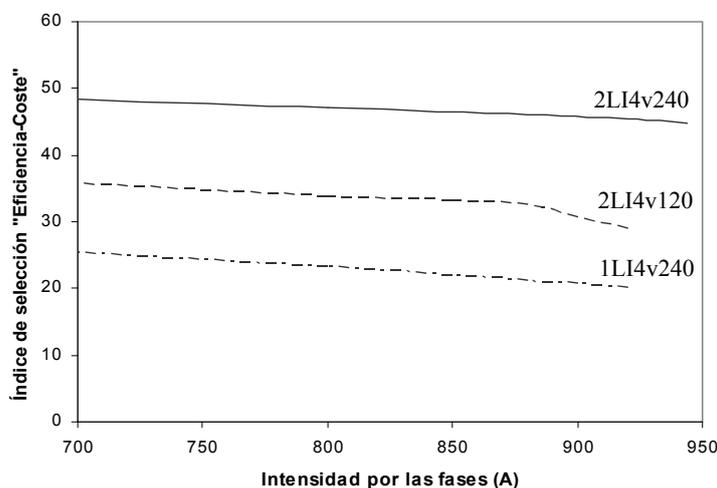
En cualquier caso, antes de tomar una decisión definitiva, también es interesante comprobar la influencia que tendrá sobre la mitigación de las configuraciones analizadas la variación del nivel de carga de la línea, ya que es previsible que existan periodos en los que la potencia transportada por la misma sea más reducida, pudiendo afectar de manera importante la efectividad de los lazos. En la figura 5.13 se muestra la evolución de la reducción máxima y mínima de las configuraciones más eficientes de la tabla 5.7 en función de la corriente que circula por las fases. Como se puede observar, a medida que se reduce la corriente desde los 920 A iniciales, la reducción mínima se mantiene prácticamente constante en todos los casos. Sin embargo, la reducción máxima llega incluso a incrementarse notablemente, fundamentalmente en las configuraciones de dos lazos.

A su vez, también es interesante comprobar el efecto de la variación de carga de la línea en la relación “eficiencia-coste” de cada una de las soluciones obtenidas. Esto se muestra en la figura 5.14, donde se observa cómo la variación del nivel de carga tiene

un efecto muy limitado sobre dicho parámetro, mejorando muy ligeramente en todos los casos cuando se reduce el nivel de carga en el tendido.



**Figura 5.13.** Variación de la reducción máxima y mínima de las configuraciones más eficientes de la tabla 5.7 en función de la intensidad de corriente en la línea.



**Figura 5.14.** Evolución de la relación “Eficiencia-Coste” de las configuraciones más eficientes de la tabla 5.7 en función de la intensidad de corriente en la línea.

Por tanto, cualquiera de las soluciones consideradas se comportaría de forma adecuada ante las previsible reducciones de carga de la línea. Sólo en el caso de la configuración 2LI4v240 podría haber un ligero incremento hasta los 944 A. En tal caso se observa que tanto la reducción máxima como la relación “eficiencia-coste” bajarían levemente.

### 5.5. Resumen y conclusiones del capítulo

A lo largo de este capítulo se han comentado y analizado los efectos térmicos que se presentan en el interior de la zanja de un tendido subterráneo por la presencia de lazos de compensación en la misma. Para ello ha sido necesario plantear un modelo térmico del sistema completo con el que acoplar la formulación electromagnética del problema de optimización. Dicho modelo se ha basado en la norma UNE 21144, siendo necesario desarrollar nuevas expresiones para evaluar el efecto proximidad y la resistencia térmica externa en configuraciones de lazos multiespira. En concreto, para disposiciones de cuatro conductores directamente enterrados, igualmente cargados y en contacto mutuo. La validación del modelo se ha realizado mediante determinación del error relativo entre las soluciones obtenidas del modelo analítico propuesto y las resultantes de un

modelo numérico realizado mediante elementos finitos. Asimismo, el orden de magnitud de dicho error se ha comparado con el producido al realizar las mismas simulaciones en situaciones contempladas en la norma, concluyendo que el modelo magnetotérmico propuesto tiene, al menos, la misma validez que los modelos aplicables con la norma UNE 21144.

Mediante la aplicación del nuevo modelo a un ejemplo concreto, se han analizado los efectos térmicos derivados de la instalación de un sistema de lazos de compensación en las proximidades de la línea mitigada. Entre ellos destaca fundamentalmente la reducción de la ampacidad del tendido, debido a que la eliminación de la restricción de separación mínima entre fases y lazos incrementa notablemente las pérdidas asociadas a los lazos, produciendo una elevación importante en la temperatura del aislamiento de los conductores de fase hasta su límite térmico. Sin embargo, se observa que esa limitación en la ampacidad depende del nivel de carga en la línea que se haya tomado como dato para obtener la solución óptima de lazo, existiendo un punto a partir del cual la ampacidad producida por distintas soluciones óptimas se mantiene aproximadamente constante.

De los análisis realizados se observa que es posible afrontar el problema de optimización desde dos perspectivas diferentes: Maximizar la reducción o minimizar las pérdidas. En el primer caso las pérdidas en los lazos pueden ser elevadas, mientras que en el segundo pueden no alcanzarse los requerimientos de mitigación mínimos. Por ello, se replantea el problema de optimización en base a la relación “efectividad-costes”  $IS$ , buscando un punto de equilibrio entre las bondades de los dos planteamientos comentados. Con este nuevo enfoque se vuelve a formular el procedimiento de diseño introducido en el capítulo 4, considerando esta vez todos los aspectos térmicos asociados a las pérdidas de los lazos. Finalmente, se analizan los resultados obtenidos de la aplicación de dicho procedimiento a un caso particular.

### Referencias bibliográficas

- [1] D. J. Swaffield, P. L. Lewin and S. J. Sutton, “*Methods for rating directly buried high voltage cable circuits*”, IET Gener. Transm. Distrib., vol. 2, no. 3, pp. 393–401, 2008.
- [2] J. H. Neher and M. McGrath, “*The calculation of the temperature rise and load capability of cable systems*”, AIEE Trans., vol 76, pt 3, pp. 752-772, Oct. 1957.
- [3] Cables eléctricos Cálculo de la intensidad admisible – Parte 1: Ecuaciones de intensidad admisible (factor de carga 100 %) y cálculo de pérdidas – Sección 1: Generalidades, UNE 21144-1-1, 2002.
- [4] Cables eléctricos Cálculo de la intensidad admisible – Parte 1: Ecuaciones de intensidad admisible (factor de carga 100 %) y cálculo de pérdidas – Sección 2: Factores de pérdidas por corrientes de Foucault en las cubiertas en el caso de dos circuitos en capas, UNE 21144-1-2, 1997.
- [5] Cables eléctricos Cálculo de la intensidad admisible – Parte 2: Resistencia térmica – Sección 1: Cálculo de la resistencia térmica, UNE 21144-2-1, 2007.
- [6] Cables eléctricos Cálculo de la intensidad admisible – Parte 2: Resistencia térmica – Sección 2: Método de cálculo de los coeficientes de reducción de la intensidad admisible para grupos de cables al aire y protegidos de la radiación solar, UNE 21144-2-2, 1997.
- [7] Cables eléctricos Cálculo de la intensidad admisible – Parte 3: Secciones sobre condiciones de funcionamiento – Sección 1: Condiciones de funcionamiento de referencia y selección del tipo de cable, UNE 21144-3-1, 1997.
- [8] Cables eléctricos Cálculo de la intensidad admisible – Parte 3: Secciones sobre condiciones de funcionamiento – Sección 2: Optimización económica de las secciones de los cables eléctricos de potencia, UNE 21144-3-2, 2000.
- [9] Cables eléctricos Cálculo de la intensidad admisible – Parte 3: Secciones sobre condiciones de funcionamiento – Sección 3: Cables que cruzan fuentes de calor externas, UNE 21144-3-3, 2007.
- [10] D. Mushamalirwa, N. Germany and J. C. Steffens, “*A 2-D finite element mesh generator for thermal analysis of underground power cables*”, IEEE Trans. Power Del., vol. 3, no. 1, pp. 62-68, Jan. 1998.
- [11] F. León and G. J. Anders, “*Effects of backfilling on cable ampacity analyzed with the finite element method*”, IEEE Trans. Power Del. vol. 23, no. 2, pp. 537–343, April 2008.
- [12] N. Kovač, G. J. Anders and D. Poljak, “*An improved formula for external thermal resistance of three buried single-core metal-sheathed touching cables in flat formation*”, IEEE Trans. Power Del. vol. 24, no. 1, pp. 3–11, Jan. 2009.

# Capítulo 6

## Análisis de soluciones basadas en pantallas abiertas.

### 6.1. Introducción

En el presente capítulo se analizarán otras soluciones posibles para la mitigación de campos magnéticos generados por líneas subterráneas, como son el uso de técnicas de apantallado. En particular, se analizará el funcionamiento de distintas configuraciones de pantallas abiertas (placa horizontal, U invertida, configuración en H) realizadas con diversos tipos de materiales (conductores y ferromagnéticos). Asimismo, se llevará a cabo un estudio paramétrico de los principales factores que afectan a su eficiencia mitigadora, comparando el rendimiento que proporciona cada una de ellas.

La dificultad que presenta el análisis de este tipo de sistemas hace necesaria la utilización de técnicas de evaluación numéricas, entre las que destaca el uso de los elementos finitos. Los resultados que aquí se presentan provienen de la realización de simulaciones basadas en dicha técnica mediante el software GetDp.

### 6.2. Técnicas de análisis de sistemas de apantallado

A diferencia de lo que ocurría en el caso de los lazos compensados, el análisis de sistemas en los que existe algún tipo de pantalla metálica para la mitigación del campo magnético presenta una mayor dificultad, ya que, como se vio en el capítulo 2, sólo es posible obtener algún tipo de aproximación analítica en determinados casos realizando un gran número de simplificaciones. Por tanto, a la hora de analizar configuraciones más complejas es necesario evaluar directamente las ecuaciones que gobiernan este tipo de problemas, es decir, las ecuaciones de Maxwell [1]. Estas son

$$\operatorname{div} \vec{B} = 0 \quad (6.1)$$

$$\operatorname{div} \vec{D} = \rho_v \quad (\text{Ley de Gauss}) \quad (6.2)$$

$$\operatorname{rot} \vec{H} = \vec{J} + \frac{\partial \vec{D}}{\partial t} \quad (\text{Ley de Ampère}) \quad (6.3)$$

$$\operatorname{rot} \vec{E} = -\frac{\partial \vec{B}}{\partial t} \quad (\text{Ley de Faraday}) \quad (6.4)$$

donde  $\vec{B}$  representa la densidad de flujo magnético,  $\vec{H}$  la intensidad de campo magnético,  $\vec{D}$  la densidad de flujo eléctrico,  $\vec{J}$  la densidad de corriente eléctrica,  $\vec{E}$  la intensidad de campo eléctrico,  $\rho_v$  la densidad volumétrica de carga y  $t$  el tiempo.

Analizando las ecuaciones de Maxwell se derivan importantes conclusiones. De la primera de ellas (6.1), la cual describe la naturaleza del campo magnético, se desprende que éste siempre describe trayectorias cerradas. Mientras, de la ecuación de Gauss (6.2), que describe la naturaleza del campo eléctrico, se deduce que este campo describe trayectorias abiertas.

Por otro lado, los vectores de campo  $\vec{D}$  y  $\vec{E}$ , así como  $\vec{B}$  y  $\vec{H}$ , están relacionados entre sí por las propiedades de los materiales en cualquier punto de la región mediante las denominadas “*ecuaciones constitutivas*”, dadas por

$$\vec{B} = \mu \vec{H} \quad (6.5)$$

$$\vec{D} = \epsilon \vec{E} \quad (6.6)$$

$$\vec{J} = \sigma \vec{E} \quad (6.7)$$

donde  $\mu$  es la permeabilidad magnética,  $\epsilon$  la permitividad dieléctrica y  $\sigma$  la conductividad eléctrica.

De estas ecuaciones se observa que la presencia de cargas en movimiento genera simultáneamente campos eléctricos y magnéticos acoplados, con lo cual el problema del cálculo de ambos campos requiere de la resolución de ecuaciones diferenciales lineales en derivadas parciales de segundo orden en las coordenadas espaciales y en el tiempo. Una formulación más sencilla se obtiene cuando la frecuencia de la corriente es pequeña (50 Hz). En estos casos, en los que la longitud de onda de un campo variable es grande en comparación con las dimensiones físicas del problema, es posible desacoplar los cálculos del campo eléctrico y magnético creados por la fuente, siendo el primero función exclusiva del potencial del conductor, y el segundo de la corriente que circula por el mismo. En estas circunstancias se habla de campos cuasiestáticos, ya que se comportan de forma similar a los campos estáticos. Matemáticamente esto significa desprestigiar el término correspondiente a la corriente de desplazamiento en la ecuación de la ley de Ampère:

$$\frac{\partial \vec{D}}{\partial t} = 0 \quad (6.8)$$

Para terminar la descripción completa del problema electromagnético, es necesario especificar las condiciones de contorno en los límites físicos e interfaz de los materiales. Estas pueden expresarse de la siguiente manera:

$$\vec{n}_2 \times (\vec{E}_1 - \vec{E}_2) = 0 \quad (6.9)$$

$$\vec{n}_2 \cdot (\vec{D}_1 - \vec{D}_2) = \rho_s \quad (6.10)$$

$$\vec{n}_2 \times (\vec{H}_1 - \vec{H}_2) = \vec{K} \quad (6.11)$$

$$\vec{n}_2 \cdot (\vec{B}_1 - \vec{B}_2) = 0 \quad (6.12)$$

donde los índices 1 y 2 indican el medio en el que se encuentra la variable,  $n_2$  es la normal exterior de la interfaz,  $\rho_s$  representa la densidad de carga superficial y  $\vec{K}$  representa la densidad de corriente superficial.

En cualquier caso, existen ocasiones en las que es conveniente emplear estas ecuaciones formuladas en función del potencial magnético vector  $\vec{A}$ , definido como [2]:

$$\vec{B} = \text{rot } \vec{A} \quad (6.13)$$

Teniendo en cuenta esta definición en las ecuaciones de Maxwell para el caso de campos cuasiestacionarios, se obtiene la denominada ecuación de difusión del campo magnético, definida como [3]:

$$\nabla^2 \vec{A} = j\omega\mu\sigma \vec{A} - \vec{J}_e \quad (6.14)$$

En la mayoría de los casos, la geometría del sistema estudiado puede considerarse en dos dimensiones. En esta situación, el potencial magnético vector  $\vec{A}$  sólo contiene componente en la dirección del eje  $z$ , por lo que la ecuación de difusión puede expresarse en coordenadas cartesianas como [2]:

$$-\frac{\partial}{\partial x} \left( \frac{1}{\mu} \frac{\partial A_z}{\partial x} \right) - \frac{\partial}{\partial y} \left( \frac{1}{\mu} \frac{\partial A_z}{\partial y} \right) + j\omega\sigma A_z = J_e \quad (6.15)$$

donde  $J_e$  representa la fuente de densidad de corriente eléctrica que origina el campo. A su vez, esta nueva formulación cambia la forma de establecer las condiciones de contorno del problema. Las más habituales son:

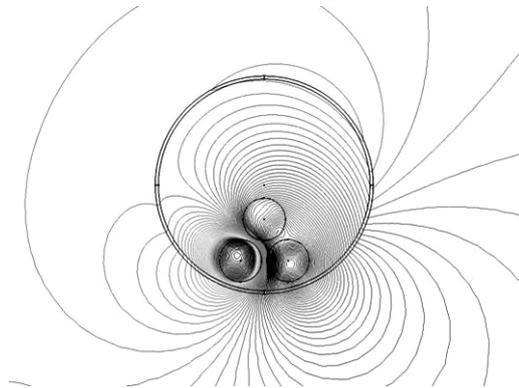
- Condiciones tipo *Dirichlet*, en las que se asigna un valor determinado del potencial  $\vec{A}$  en un determinado contorno. Por ejemplo  $\vec{A} = 0$ , condición que se suele imponer para establecer que el flujo no atraviese un determinado límite.
- Condiciones tipo *Neuman*, en las que se asigna valor a la derivada del potencial  $\vec{A}$ . Por ejemplo:

$$\frac{\partial A_z}{\partial n} = 0 \quad (6.16)$$

con la que se establece que el flujo magnético atraviese de forma perpendicular un determinado contorno.

Desafortunadamente, como se analizó en el capítulo 2, el estudio analítico de este tipo de problemas es muy complejo debido a la naturaleza de las ecuaciones que gobiernan el sistema, por lo que en la actualidad no existe un método sencillo para analizarlos. En los últimos años se han probado diversos métodos numéricos que han resultado

efectivos para el análisis del apantallado magnético. En este sentido, una de las técnicas de resolución más utilizadas en la actualidad es la basada en el método de los elementos finitos (FEM), en el cual se fundamentan muchas de las aplicaciones informáticas comerciales orientadas al estudio de sistemas electromagnéticos. Sin embargo, siempre es interesante realizar algunas aproximaciones previas que faciliten el estudio. Por ejemplo, si se asume que el campo generado por la fuente tiene únicamente dos componentes (la tercera puede despreciarse si los cálculos se realizan en zonas alejadas de los dos extremos de la línea), se puede proceder a un análisis en dos dimensiones, con lo que la configuración geométrica y el campo generado pueden representarse en un plano (figura 6.1). Esto simplifica en gran medida las ecuaciones que gobiernan el comportamiento del sistema, reduciendo el tiempo de cálculo del método numérico empleado.



**Figura 6.1.** Análisis en 2D de un sistema de apantallado.

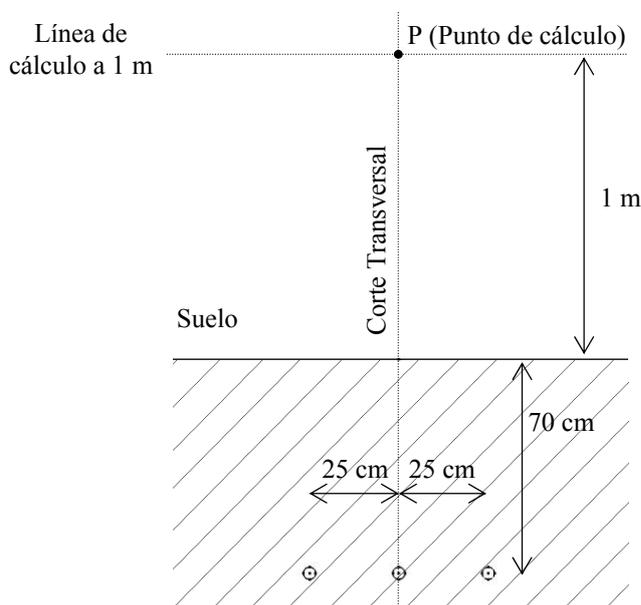
La elección de este tipo de técnicas numéricas se fundamenta, principalmente, en la posibilidad de analizar sistemas complejos sin necesidad de realizar algún tipo de simplificación en cuanto a dimensiones o material de la pantalla, tal y como requieren algunas aproximaciones analíticas comentadas en el capítulo 2, pudiendo así analizar sistemas con más similitud a situaciones reales. Además, algunos de los programas comerciales y gratuitos que emplean FEM permiten acoplar distintos mecanismos físicos en un mismo modelo, permitiendo analizar, por ejemplo, un problema electromagnético incluyendo los efectos térmicos derivados, de gran ayuda para evaluar las pérdidas que se producen en sistemas de apantallado y su influencia en la capacidad de transmisión de la línea. Asimismo, dada la potencia de computación de los ordenadores actuales, se considera que muchos de los problemas relatados en algunas publicaciones están solventados en gran medida. Por otro lado, estos programas han evolucionado de forma que es relativamente sencillo variar cualquier parámetro del sistema para recalculer su efecto sobre la mitigación, con lo que son una herramienta muy adecuada para el análisis de sensibilidad paramétrica que se pretende realizar.

Por tanto, mediante la realización de simulaciones basadas en FEM, en los próximos apartados se procederá al análisis de diversas configuraciones geométricas de pantallas empleadas para reducir el campo de una línea eléctrica subterránea, estudiando la influencia de las características del material y de los parámetros geométricos de la pantalla y la línea que afectan al nivel de mitigación alcanzado. Algunas de las configuraciones analizadas se corresponden con las ya descritas en el capítulo 2, y los resultados ya conocidos serán comprobados y completados con otros más exhaustivos. Sin embargo, otras configuraciones analizadas no aparecen en la bibliografía

mencionada, ya que parten de ideas obtenidas de experiencias realizadas en la instalación de pantallas en instalaciones reales.

### 6.2.1. Caso de estudio

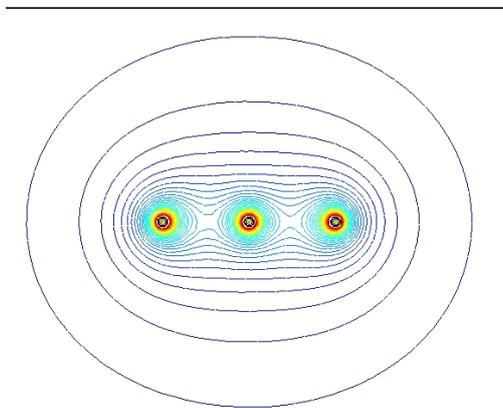
Para el análisis de las distintas configuraciones de pantallas que se van a considerar, se empleará como caso de estudio una línea enterrada de 132 kV realizada con conductores de  $630 \text{ mm}^2$  de sección como el de la figura 6.2. Dado que habitualmente no es posible disponer la línea en configuración triangular para reducir el campo magnético por problemas de sobrecalentamiento de los conductores, en el caso de estudio tomado como ejemplo se considerará el caso magnéticamente más desfavorable, en el que los conductores se disponen en configuración horizontal. Como datos de referencia se tomará una profundidad de enterramiento de 70 cm, con una separación entre conductores de 25 cm.



**Figura 6.2.** Sistema de línea enterrada.

El nivel de intensidad que circula por la línea influye directamente en la magnitud del campo generado, pero dado que la eficiencia mitigadora se medirá mediante el factor de reducción  $FR$  definido en (3.13), los resultados no se ven afectados por su magnitud. En cualquier caso se tomará como ejemplo una corriente de referencia de 700 A. Para este valor de intensidad se tiene que el valor del campo en el punto P de estudio situado a 1 m del suelo sobre el eje de simetría de la línea (figura 6.2) es de  $22.9 \mu\text{T}$ . Las líneas de campo  $\vec{B}$  constante producido en estas circunstancias se muestra a su vez en la figura 6.3.

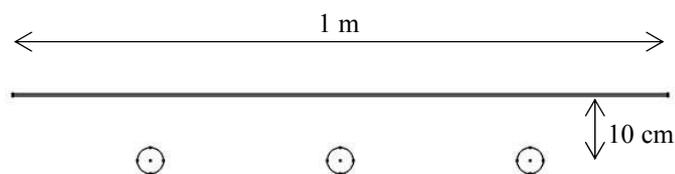
Destacar que, aunque la mayoría de los análisis se han realizado sobre esta configuración (figura 6.2), en algunas ocasiones se comentarán los resultados obtenidos cuando el tendido de la línea se realice mediante otras disposiciones habituales. De esta manera, aunque los estudios se realizan sobre un sistema basado en una línea subterránea, algunos de los resultados obtenidos son aplicables a otras situaciones equivalentes en las que el origen del campo sean varios conductores que discurren de forma paralela, como sistemas de embarrado o cableados de centros de transformación.



**Figura 6.3.** Líneas de campo constante  $B$  producido por el tendido.

### 6.3. Apantallado mediante placa plana

Una de las soluciones de apantallado más sencillas es la utilización de placas planas metálicas en las proximidades de la fuente a mitigar. Esta solución suele ser la más atractiva desde el punto de vista práctico a la hora de reducir el campo generado por un tendido subterráneo ya existente, ya que facilita y simplifica los trabajos de excavación [4]. Asimismo, también es de fácil aplicación cuando se trata de mitigar el campo generado por centros de transformación, ya que pueden colocarse de forma sencilla sobre paredes y techos del recinto [5]. Para analizar su funcionamiento se empleará un sistema de partida constituido por una plancha situada a 10 cm sobre la línea, de 1 m de anchura y 3 mm de espesor (figura 6.4).



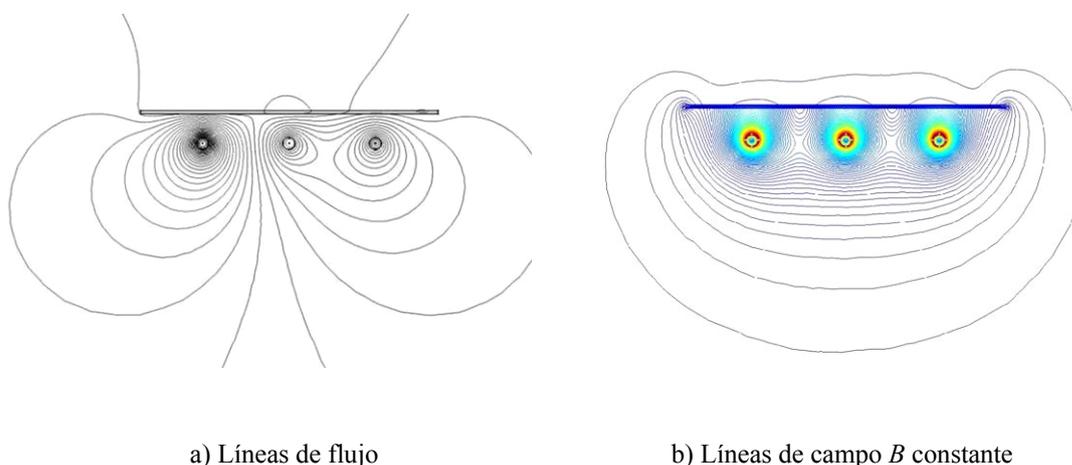
**Figura 6.4.** Pantalla plana sobre la línea.

La eficiencia de mitigación de este tipo de pantallas dependerá fundamentalmente del material empleado en la misma, así como de los parámetros geométricos de la instalación, como son la distancia de la placa a la línea, espesor y ancho de la misma. A continuación se analizará la influencia de cada uno de dichos parámetros.

#### 6.3.1. Pantalla de materiales conductores

La importancia del material empleado para construir la pantalla proviene del mecanismo por el que cada tipo de material realiza la reducción del campo, como se comentó en el

capítulo 2. En el caso de materiales de alta conductividad eléctrica el mecanismo de reducción se debía al campo generado por las corrientes inducidas en la pantalla, el cual contrarrestaba el campo original. Este mecanismo provocaba que las líneas de flujo magnético penetrasen en la pantalla de forma tangencial, comprimiéndose bajo la placa como si fuesen repelidas por el campo inducido en la misma (figura 6.5a), impidiendo que pasen a la zona protegida.

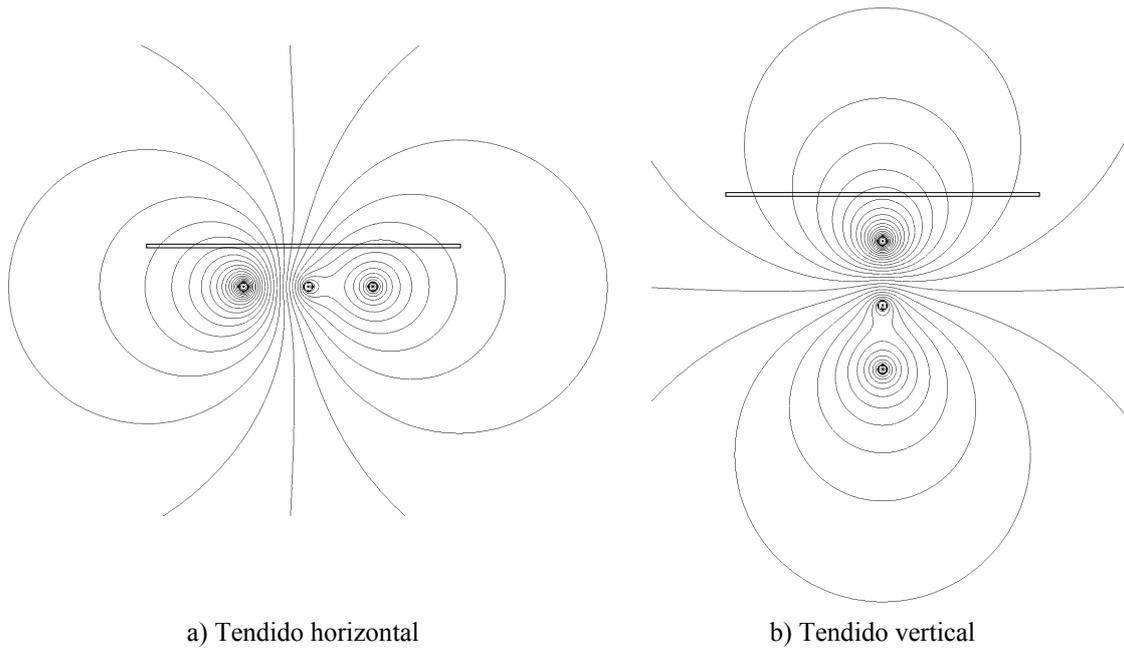


**Figura 6.5.** Representación del campo en presencia de pantalla plana conductora.

Esto provoca la deformación del campo magnético, dando lugar a unas nuevas líneas de campo  $\vec{B}$  constante que aparecen acumuladas bajo el “peso” de la pantalla (figura 6.5b). Por tanto, en este mecanismo de reducción tienen una gran importancia las corrientes inducidas en la pantalla. La magnitud de estas corrientes viene determinada por varios factores:

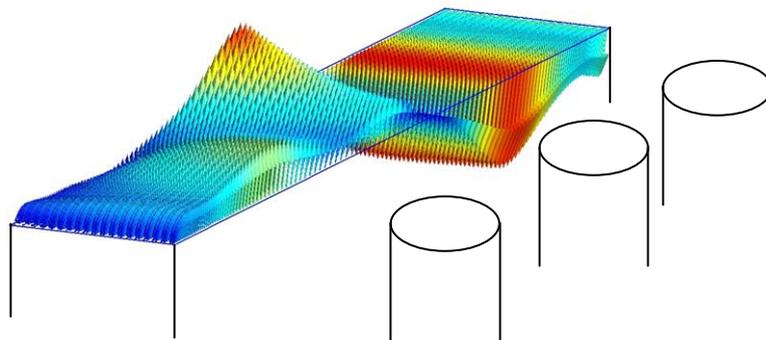
- Magnitud del campo que las induce.
- Orientación de la fuente respecto a la pantalla.
- Profundidad de penetración  $\delta$  en el material por efecto pelicular.

La magnitud del campo es un parámetro que dependerá del tipo de fuente que se desea mitigar, y que, como se ha comentado anteriormente, puede no tenerse en cuenta al no influir en el factor de reducción proporcionado por la pantalla. Sin embargo, la orientación de la fuente respecto a la pantalla sí es de gran importancia, ya que la magnitud y orientación de las corrientes inducidas dependen notablemente de la forma en que las líneas de campo la atraviesan [6]. Por ejemplo, las corrientes inducidas en el caso de la figura 6.6a son mucho mayores que las producidas en el caso de la figura 6.6b, dado el modo y cantidad en el que atraviesan la pantalla las líneas de flujo del campo generado por el tendido. En el primer caso existe un cierto número de líneas que atraviesan casi perpendicularmente la pantalla, induciendo corrientes que circulan en el plano de la misma generando un campo opuesto que cancela parcialmente el originado por el tendido. Sin embargo, en el segundo caso las líneas de flujo atraviesan de forma entrante y saliente la pantalla, por lo que existen fenómenos de cancelación entre las corrientes inducidas, dando lugar a una densidad de corriente menor que en el caso anterior, y por tanto, a un menor efecto mitigador de la pantalla.

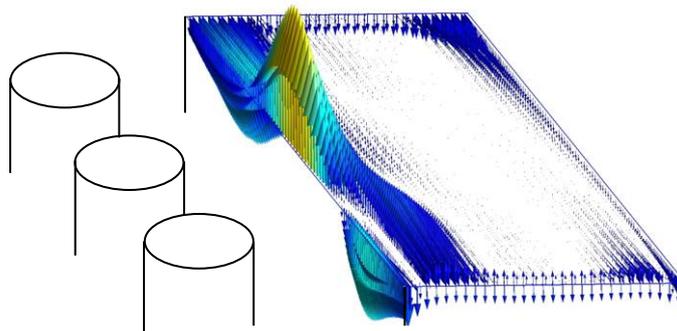


**Figura 6.6.** Flujo inductor de corrientes en pantalla plana en función de la orientación del tendido.

Por otro lado, la magnitud de las corrientes que circulan en el interior de la pantalla depende también de la sección que atraviesa esa densidad de corriente inducida. Esta sección depende en gran medida de la profundidad  $\delta$  que alcancen las corrientes inducidas por efecto pelicular, definida en el capítulo 2 mediante (2.1). Para el caso de materiales perfectamente conductores, en los que la permeabilidad magnética es reducida ( $\mu_r \approx 1$ ), y en sistemas a frecuencia industrial (50 Hz), esta profundidad depende exclusivamente de la conductividad eléctrica del material empleado. Por ejemplo, en el caso del cobre el valor de  $\delta$  es del orden de los 9 mm, mientras que para el aluminio es de unos 12 mm. El valor de este parámetro en relación al espesor de la placa empleada puede ocasionar que se den dos posibles situaciones: En el caso de que el espesor de la pantalla sea menor que la profundidad  $\delta$ , las corrientes inducidas circulan a lo largo de todo el espesor (figura 6.7). En caso contrario, dichas corrientes quedan concentradas en un espesor igual a  $\delta$  en la superficie de la pantalla más cercana a la línea (figura 6.8), quedando parte del material sin utilizar.



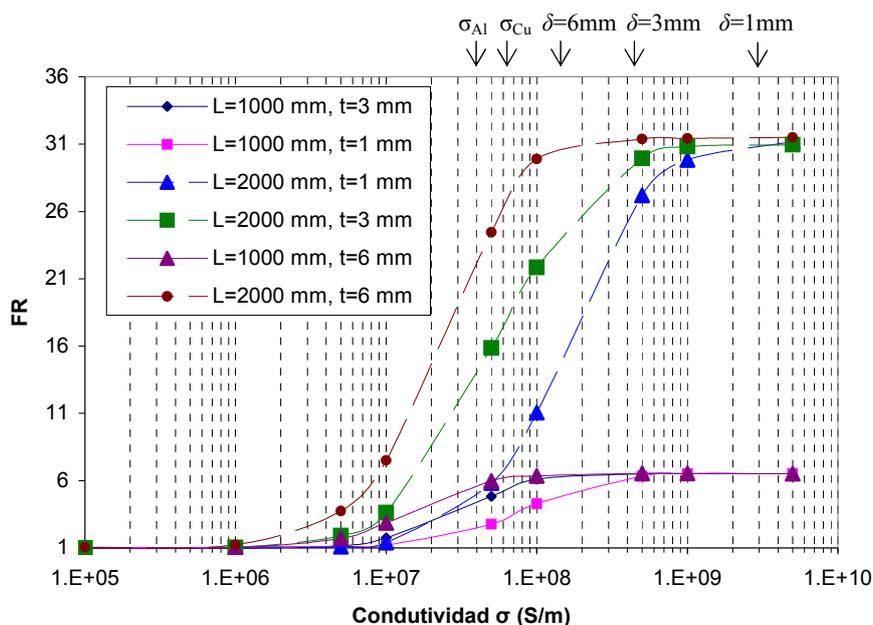
**Figura 6.7.** Componente real de la densidad de corriente inducida en pantalla plana conductora ( $\delta$  del orden del espesor de la pantalla).



**Figura 6.8.** Componente real de la densidad de corriente inducida en pantalla plana conductora ( $\delta$  mucho menor que el espesor de la pantalla).

Por tanto, el valor de la conductividad eléctrica del material es uno de los principales parámetros que determina el nivel de mitigación proporcionado por la pantalla. La figura 6.9 muestra la evolución del factor de reducción alcanzado en el punto de estudio localizado a 1 m del suelo para distintas situaciones. En esta figura se representa la evolución de la reducción alcanzada para dos anchos de pantalla distintos: 1 m y 2 m. En cada caso se analiza la reducción para distintos espesores: 1 mm, 3 mm y 6 mm. De ella se observan tres conclusiones principalmente:

- A mayor conductividad, mayor reducción consigue la pantalla.
- En todos los casos existe un máximo de reducción posible al presentarse un codo de saturación. Tanto para la pantalla de 1 m como para la de 2 m, el codo se produce en torno a valores de conductividad  $\sigma$  que producen una profundidad de penetración  $\delta$  del orden del espesor considerado. Asimismo, el valor de saturación alcanzado en el factor de reducción parece determinado por el ancho de pantalla empleado.
- Tanto el espesor como el ancho de la pantalla van a ser dos de los principales parámetros geométricos a analizar dada su notable influencia en la reducción alcanzada.

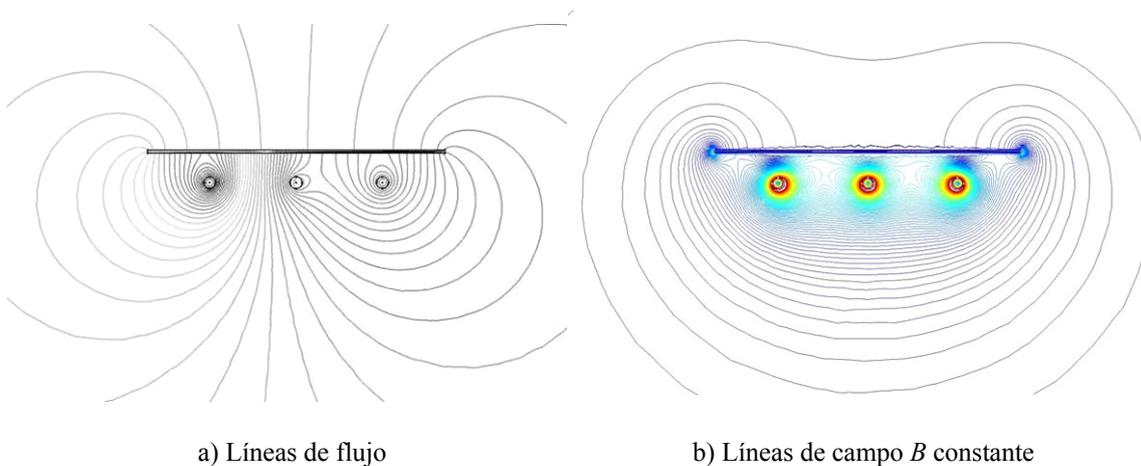


**Figura 6.9.** Influencia de la conductividad eléctrica en el factor de reducción de pantallas de distinta anchura (L) y espesor (t).

De la observación de la figura 6.9 también queda claro que un rango aceptable de conductividad sería entre  $5 \cdot 10^7$  y  $1 \cdot 10^8$  S/m (rango en el que se encuentran el cobre y el aluminio), ya que mayores valores dan lugar a profundidades de penetración muy reducidas (por debajo de 1 mm), por lo que sería necesario emplear espesores de material poco prácticos o emplear mayores espesores desaprovechando parte del material. Estos resultados complementan los obtenidos por Y. Du en [7].

### 6.3.2. Pantalla de materiales ferromagnéticos

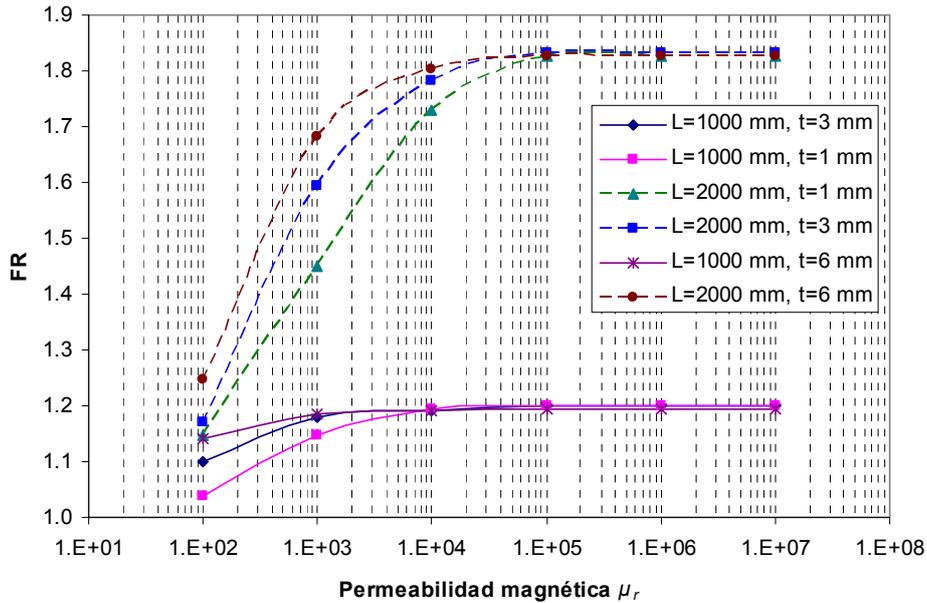
En el caso de que el material empleado tenga elevada permeabilidad magnética y conductividad eléctrica despreciable ( $\sigma \approx 0$ ), la reducción se produce por el mecanismo de atracción o derivación del flujo a través del material de la pantalla. De esta manera, el material ferromagnético deforma el campo generado por la fuente desviando las líneas de flujo hacia su interior (figura 6.10a), penetrando de forma casi perpendicular a la superficie de la pantalla, y alejándolas así de la zona a proteger.



**Figura 6.10.** Representación del campo en presencia de pantalla plana ferromagnética.

Esta atracción del flujo al interior de la pantalla produce a su vez la distorsión del campo generado por el tendido, de forma que las líneas de campo magnético constante son igualmente atraídas por el material (figura 6.10b), alejándolas de la zona protegida y produciendo la reducción deseada. En esta situación, dada la conductividad despreciable del material, no se producen efectos de reducción por corrientes parásitas, ya que estas no llegan a producirse. Por tanto, la capacidad de “atraer” líneas de flujo del material empleado es un parámetro de enorme importancia. Esta capacidad viene determinada por la permeabilidad magnética relativa del material  $\mu_r$ . La evolución de la reducción alcanzada en función de la permeabilidad se muestra en la figura 6.11. En ella se analizan dos pantallas de 1 m y 2 m de ancho con distintos espesores (1 mm, 3 mm y 6 mm). Las principales conclusiones que pueden destacarse son:

- A mayor permeabilidad magnética, mayor reducción alcanzada.
- El valor máximo de reducción alcanzado viene establecido por el ancho empleado en la pantalla.
- Aunque los niveles de mitigación alcanzados son muy reducidos, el ancho de pantalla influye significativamente en la reducción, mientras que el espesor apenas produce variaciones en ella.

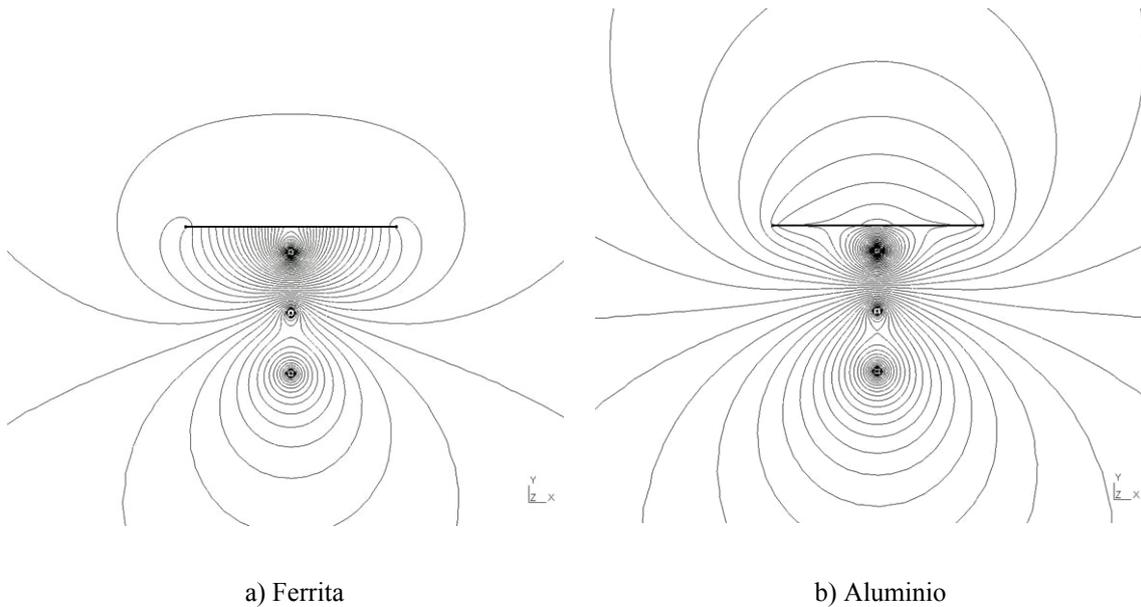


**Figura 6.11.** Influencia de la permeabilidad magnética en el factor de reducción de pantallas planas de distinta anchura (L) y espesor (t).

La razón por la que existe un codo de saturación en la reducción para un determinado ancho de pantalla, podría explicarse por el efecto limitado del mecanismo de derivación de flujo. Es decir, a partir de un cierto valor de permeabilidad y para un ancho concreto, la pantalla no es capaz de atraer hacia su interior las líneas de campo que se encuentren más alejadas. Esto se debe a que, en pantallas abiertas, las líneas de flujo deben cerrarse por el aire buscando caminos de baja reluctancia como la pantalla, pero a partir de cierta distancia la longitud a recorrer llega a ser de tal magnitud que presenta mayor reluctancia que cerrándose por el aire.

Como se puede apreciar, el nivel de reducción de pantallas con materiales puramente ferromagnéticos es bastante menor que el alcanzado mediante materiales puramente conductores [7], debido en gran parte a la necesidad del flujo magnético de tener que cerrarse por el aire, limitando la capacidad del mecanismo de reducción de estos materiales. De todos modos, un valor aceptable de permeabilidad para pantallas abiertas sería de 10 000 aproximadamente.

Por otro lado, al igual que en el caso de pantallas conductoras, la orientación de la fuente respecto a la pantalla es determinante en la efectividad reductora de la misma [6]. En este caso, la naturaleza del mecanismo de mitigación favorece la derivación de las líneas de flujo hacia el interior de la pantalla cuando la fuente se alinea de forma perpendicular a la misma. Para este tipo de sistemas se comprueba la mejor efectividad de las pantallas ferromagnéticas (figura 6.12a) frente a las conductoras (figura 6.12b), ya que las primeras hacen de barrera que impide el paso del campo a la zona protegida, mientras que las segundas apenas oponen resistencia debido al bajo nivel de corrientes inducidas que se producen con dicha orientación.

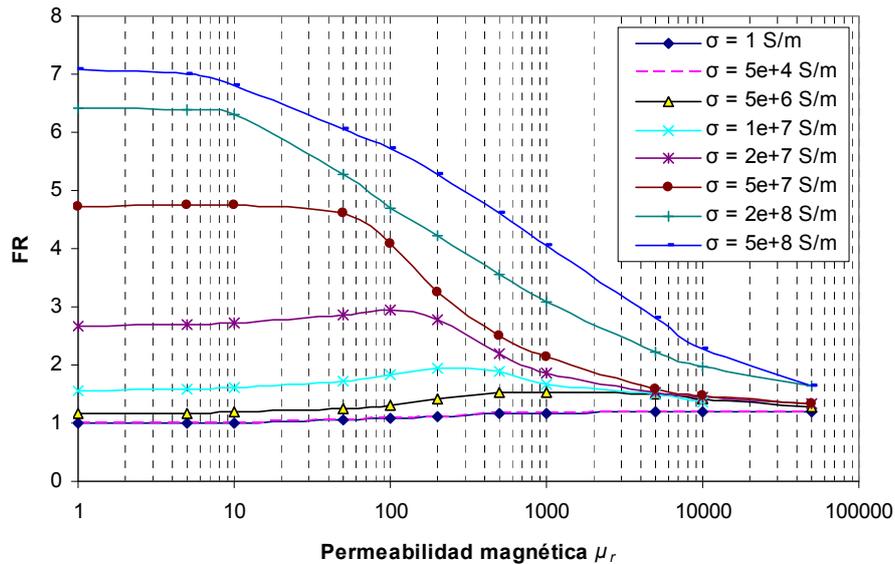


**Figura 6.12.** Líneas de flujo en presencia de placa ferromagnética y conductora en tendido vertical.

### 6.3.3. Pantalla de materiales mixtos

Los materiales que habitualmente se pueden encontrar a la hora de diseñar pantallas magnéticas no tienen porqué pertenecer a ninguno de los casos ideales anteriormente desarrollados. En general los materiales presentan características de ambas categorías, ya que normalmente se caracterizan con valores de conductividad eléctrica y permeabilidad magnética no despreciables. Dado que presentan características de los dos casos ideales, es de suponer que tendrán mejores comportamientos que dichos casos, aunque como se verá a continuación, esto no tiene por qué cumplirse siempre. Por tanto, la utilización de estos materiales en pantallas implica que la mitigación del campo magnético se dará por la acción simultánea de los dos mecanismos de reducción analizados. Según la proporción que presenten la conductividad y la permeabilidad en el material, existirá un mecanismo de reducción que predomine sobre el otro. En el caso de que  $\sigma$  o  $\mu_r$  sea muy superior al otro, entonces nos encontraremos ante materiales que pueden aproximarse por los casos ideales comentados anteriormente, con sus ventajas e inconvenientes.

En el caso de emplear pantallas abiertas planas, los análisis realizados en los apartados anteriores muestran el mejor comportamiento de las pantallas conductoras frente a las ferromagnéticas, siempre que la placa y la fuente estén situadas paralelamente (figura 6.4). Para este tipo de sistemas las pantallas puramente conductoras parecen ser la mejor opción. Por ello es interesante comprobar la influencia del incremento de la permeabilidad sobre este tipo de pantallas, ya que la inclusión de permeabilidad provoca la aparición de un nuevo mecanismo de reducción, derivación de flujo, que junto al de corrientes parásitas hace suponer que la mitigación debe mejorar. En la figura 6.13 se muestra la influencia de la permeabilidad  $\mu_r$  sobre la reducción del campo producida a 1 m del suelo (figura 6.2) por la presencia de pantallas de 1 m de ancho y 2.5 mm de espesor con distinta conductividad eléctrica  $\sigma$ .



**Figura 6.13.** Influencia de la permeabilidad magnética en el factor de reducción de pantallas planas conductoras.

Como se puede comprobar, al contrario de lo que cabía pensar, el incremento de la permeabilidad en pantallas planas abiertas influye negativamente en la reducción alcanzada, salvo en un cierto rango de permeabilidad en el que se aprecia una leve mejora de la efectividad. Este leve incremento en la reducción se debe claramente a la aparición del segundo mecanismo de reducción, llegándose a un máximo cuando los valores de  $\mu_r$  y  $\sigma$  dan lugar a una profundidad de penetración  $\delta$  del orden del espesor de la placa (2.5 mm). Es a partir de este punto, en el que  $\delta$  es menor que el espesor, cuando la reducción se ve mermada, lo que podría explicarse por la aparición de dos fenómenos contrapuestos. Por una parte, una alta conductividad daría lugar a un valor elevado de densidad de corriente inducida que reduciría el campo. Sin embargo, el aumento de la permeabilidad reduce drásticamente la penetración de éstas en la placa, por lo que la sección que atraviesan es cada vez más reducida. Esto provoca que el valor total de intensidad de corriente que circula por la placa disminuya con la permeabilidad, quedando concentrada en una película muy fina en la superficie inferior de la pantalla. Por tanto, el incremento de  $\mu_r$  reduce la efectividad del mecanismo de reducción por corrientes parásitas. Esto, junto a la capacidad limitada de mitigación del mecanismo de derivación de flujo magnético, da lugar a que el factor de reducción tienda a valores semejantes al caso de pantallas puramente ferromagnéticas a medida que se incrementa la permeabilidad, como se muestra en la figura 6.13.

Por tanto, a la hora de emplear materiales con características magnéticas y conductoras en pantallas planas sobre un tendido horizontal (figura 6.4), hay que destacar las siguientes conclusiones:

- Para obtener valores razonables de reducción, es importante que los valores de  $\mu_r$  y  $\sigma$  provoquen que la profundidad de penetración de las corrientes inducidas sea del orden del espesor de la placa. De esta manera, el material de la pantalla es aprovechado de forma efectiva por ambos mecanismos de reducción.
- Para el caso de pantallas abiertas planas, se consiguen los mejores resultados de mitigación cuando se emplean materiales de alta conductividad eléctrica y permeabilidad magnética muy reducida.

- Emplear materiales de elevada conductividad eléctrica y permeabilidad magnética produce niveles de mitigación equivalentes a materiales puramente ferromagnéticos, que para pantallas planas da lugar a reducciones pobres.

### 6.3.4. Mitigación empleando materiales comerciales

A fin de comparar los resultados que proporcionan distintos materiales con características conductoras y ferromagnéticas, se han seleccionado cuatro materiales comerciales que presentan dichas particularidades (tabla 6.1). En concreto se han tomado dos materiales que pueden considerarse como ideales: Aluminio, que por su elevada conductividad y despreciable permeabilidad puede considerarse como puramente conductor, y ferrita, que dada su baja conductividad y elevada permeabilidad se puede considerar puramente ferromagnético. Por otro lado, se han seleccionado otros dos materiales (acero de alta permeabilidad magnética y  $\mu$ -metal) que pueden considerarse mixtos, al disponer valores apreciables de conductividad y permeabilidad.

**Tabla 6.1.** Conductividad eléctrica, permeabilidad magnética y profundidad de penetración de las corrientes inducidas para cuatro tipos de materiales.

Material	$\sigma$ (S/m)	$\mu_r$	$\delta$ (mm)
Aluminio	35 380 696	1	12
Acero	$10^7$	500	1
$\mu$ -metal	$1.64 \cdot 10^6$	15 120	0.45
Ferrita tipo 76	2	10 000	500

Como se observa en dicha tabla, a cada material le corresponde una determinada profundidad de penetración de las corrientes que pueden inducirse sobre la placa. En algunos casos dichas corrientes se distribuirán uniformemente a lo largo del espesor de la pantalla (figura 6.7), mientras que en otros quedarán alojadas en una película situada en la superficie próxima a la fuente (figura 6.8).

Para el sistema de la figura 6.4 (placa plana de 3 mm sobre tendido horizontal), el resultado de aplicar una pantalla realizada con cada uno de los materiales que se muestran en la tabla 6.1 proporciona distintos perfiles del factor de reducción a 1 m sobre el suelo (figura 6.14). Como puede observarse, la mayor mitigación de campo se consigue con el aluminio, seguido del acero y los materiales ferromagnéticos. Esto corrobora lo mencionado previamente acerca de las mejores prestaciones de materiales conductores en este tipo de sistemas, quedando el acero en una zona intermedia al disponer características mixtas [8]. Dado que el  $\mu$ -metal se comporta de forma prácticamente igual a la ferrita, en lo que sigue se omitirá su análisis salvo en los casos en los que sus prestaciones sean relevantes.

Por otro lado, es interesante analizar cómo se produce, de manera global, la reducción que cada material es capaz de realizar en el área próxima a la pantalla. En la figura 6.15 se muestran los mapas de factor de reducción correspondientes al aluminio y la ferrita. Como se puede observar, el aluminio reduce el campo eficientemente en zonas alejadas de la pantalla (figura 6.15a). Sin embargo, los materiales ferromagnéticos alcanzan valores mucho mayores de reducción en zonas próximas a la pantalla (figura 6.15b), decayendo rápidamente la mitigación con la distancia. Esta conclusión es de gran importancia, ya que puede condicionar la elección del material en función de lo alejada que se encuentre la zona a proteger.

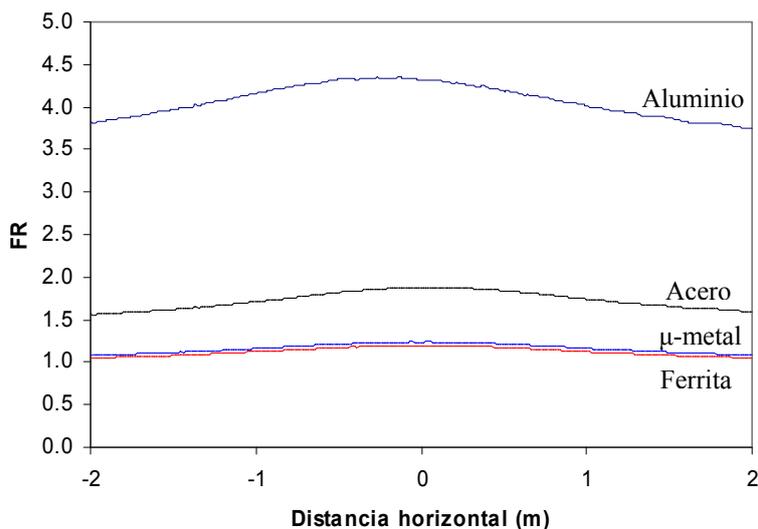


Figura 6.14. Perfil de reducción alcanzada a 1 m sobre el suelo mediante distintos materiales.

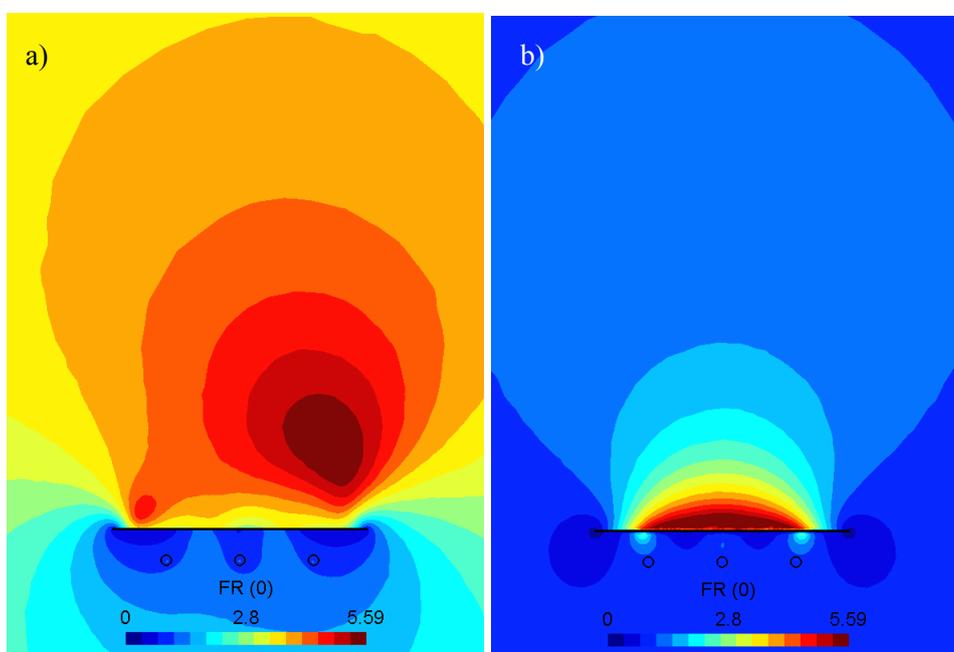


Figura 6.15. Mapas de factor de reducción en presencia de pantalla plana de aluminio (a) y ferrita (b).

Asimismo, se observa una mayor uniformidad en la reducción producida por el aluminio en zonas alejadas de la fuente, lo que se comprueba fácilmente en la figura 6.16, que muestra los perfiles de reducción a lo largo del eje vertical de simetría del sistema analizado. En ella se observa claramente cómo la curva de reducción del aluminio es prácticamente horizontal por encima de la pantalla, mientras las del acero y la ferrita decaen rápidamente [2,7]. Esta figura también muestra el alto nivel de reducción que proporciona el acero en la zona cercana a la placa, mejor incluso que la ferrita.

Destacar que en la figura 6.16 se ha representado el factor de reducción en una escala de decibelios, a fin de mostrar más claramente las diferentes curvas. Su valor en un punto  $P$  calculado mediante esta nueva escala se define mediante la expresión

$$SE(P) = 20 \cdot \text{Log}(FR(P)) \quad (6.17)$$

Este nuevo factor se denomina “Eficiencia de apantallado” (Shielding Effectiveness o *SE*), y será empleado cuando sea necesario diferenciar varias curvas para su mejor comprensión.

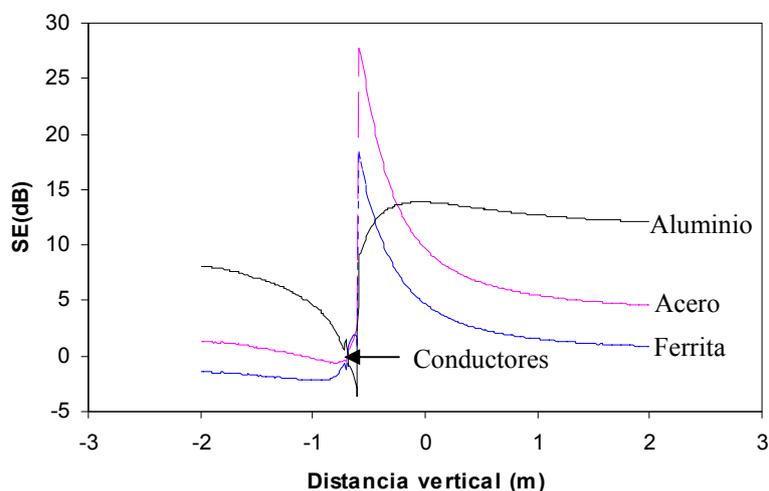
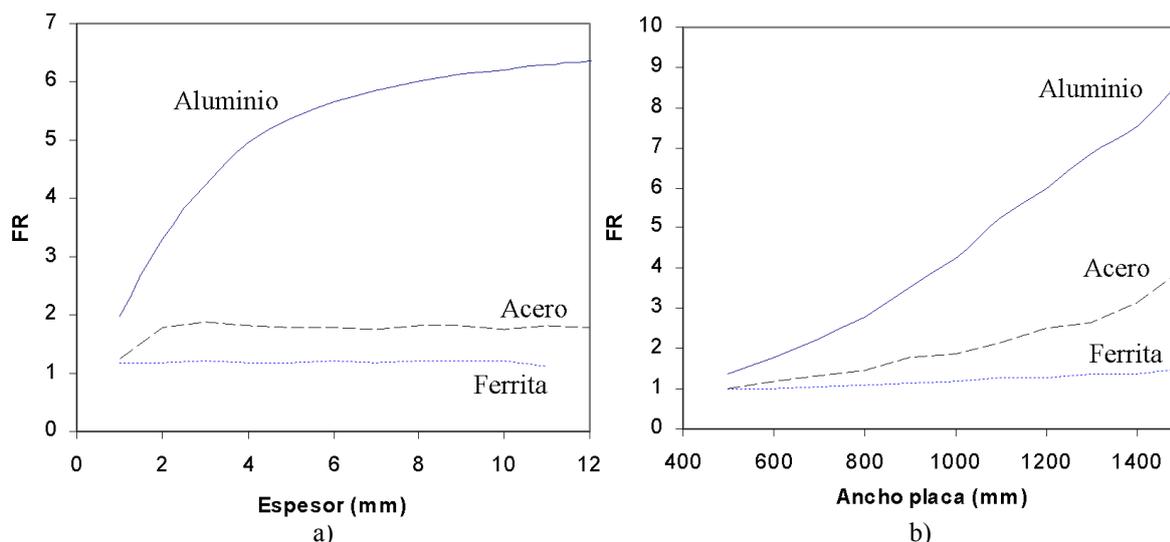


Figura 6.16. Evolución de la eficiencia de apantallado con la distancia vertical.

### 6.3.5. Sensibilidad a parámetros geométricos

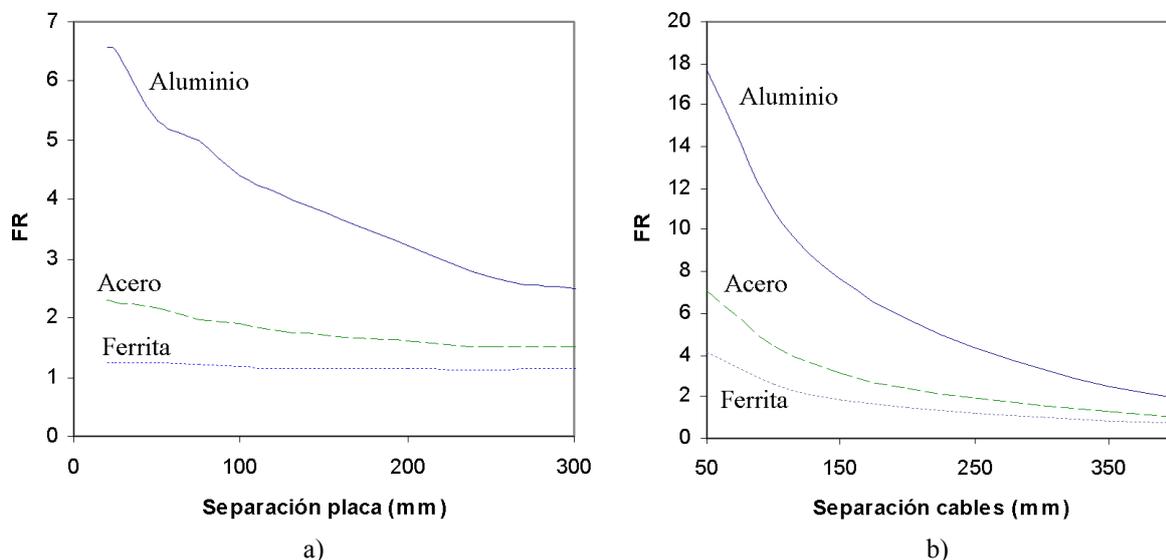
En los análisis realizados en los apartados anteriores se observó la importancia que presentaban algunos parámetros de la geometría de la placa en la reducción alcanzada. Por tanto, una vez determinada la influencia de las características del material en la reducción del campo, es lógico realizar un análisis sobre la influencia de los parámetros geométricos de la pantalla y el tendido sobre el factor de reducción. Para realizar esta tarea se utilizarán pantallas de los materiales mencionados en el apartado anterior (excepto el  $\mu$ -metal) para un sistema como el de la figura 6.2.

Anteriormente, se observó la influencia del espesor y anchura de la pantalla en la reducción del campo. En la figura 6.17 se muestra la evolución del factor de reducción en función de estos parámetros. Como se puede apreciar, el incremento del espesor de la pantalla influye principalmente en materiales con alta conductividad eléctrica como en el aluminio y el acero [7]. En ambos casos se observa una mejoría en el factor de reducción mientras el espesor empleado sea menor que la profundidad de penetración  $\delta$  de las corrientes inducidas. Cuando el espesor es del mismo orden de  $\delta$ , la mejora tiende a estabilizarse en un valor constante. Esto se debe a que las corrientes inducidas ocupan un espesor del orden de  $\delta$  menor del espesor considerado en la pantalla, quedando parte del material sin utilizar para la conducción de dichas corrientes, por lo que a partir de ese instante la magnitud de las intensidades que circulan por la pantalla queda fijada por el valor del campo y de  $\delta$ , limitando así el efecto reductor de las mismas. Sin embargo, destaca el incremento de la reducción del aluminio frente al acero, ya que este último se comporta de manera similar a la ferrita debido a los valores de permeabilidad y conductividad que lo caracterizan.



**Figura 6.17.** Influencia del espesor y el ancho de pantalla en el factor de reducción.

Por otro lado, queda claro que, sea cual sea el material empleado, aumentar la anchura de la pantalla incide en un incremento en la mitigación (figura 6.17b), produciéndose la mejora de forma más notable en materiales conductores (aluminio), mientras que en los ferromagnéticos la incidencia es más reducida (ferrita) [2]. La principal razón de esto es el modo de trabajo de cada uno de los mecanismos de reducción que actúan en cada material, siendo el más eficaz para este tipo de configuración el realizado mediante corrientes inducidas, como ya se comentó con anterioridad. No obstante, esta longitud puede verse limitada a la hora de realizar la instalación real, debido a las dimensiones del lugar de colocación y los trabajos necesarios para ello (p.e. dimensiones de la zanja).



**Figura 6.18.** Influencia en el factor de reducción de la separación entre placa y fuente y entre las fases.

Otro parámetro importante a tener en cuenta, sobre todo a la hora del diseño, es la distancia que separa la pantalla de la línea. Es lógico suponer que a mayor proximidad entre la pantalla y el tendido, mayores serán las corrientes inducidas y mayor el flujo derivado a través de la pantalla, mejorando en ambos casos la mitigación. Por tanto, como se puede apreciar en la figura 6.18a, la influencia de este parámetro en materiales ferromagnéticos es escasa, siendo de mayor importancia en el caso de materiales muy conductores. Asimismo, reducir en exceso esta separación puede provocar problemas de

calentamiento en la línea (ver capítulo 7), por lo que deberá llegarse a una solución de compromiso de ambos aspectos.

Hasta este punto, los parámetros analizados pertenecen a la geometría y situación de la pantalla en la instalación, aunque también pueden considerarse parámetros geométricos relacionados con el tendido. Por ejemplo, la profundidad del mismo, que como se comentó en el capítulo 2, reduce los niveles de campo al alejar la fuente de la zona a proteger. Asimismo, la distancia entre conductores también afecta a la reducción, principalmente debido a que la menor separación entre las fases produce de por sí un campo no mitigado más reducido a cierta distancia del tendido. Por tanto, al reducirse el campo con la disminución de la separación, la instalación de una pantalla permitirá alcanzar mayores niveles de reducción (figura 6.18b).

Como aclaración a los análisis realizados, recalcar que éstos se han llevado a cabo sobre un sistema de línea enterrada en configuración plana horizontal (figura 6.2). A lo largo de los apartados anteriores se ha constatado la mejor efectividad de pantallas planas conductoras frente a las ferromagnéticas para este tipo de configuración. Sin embargo, en algunos puntos se destaca el mejor rendimiento de pantallas abiertas ferromagnéticas cuando el tendido se realiza de manera vertical (figura 6.12). En esta nueva situación cabría un nuevo análisis de sensibilidad paramétrica como el realizado para la configuración plana del tendido. Sin embargo, los resultados que se obtienen son duales a los ya obtenidos, es decir, la evolución del factor de reducción que muestran cada una de las curvas anteriores se conserva, con la salvedad de que, en configuración vertical del tendido, las curvas que correspondían al aluminio pertenecen ahora a la ferrita y viceversa, quedando el acero siempre en una zona intermedia. Por tanto, para este tipo de configuración todos los resultados obtenidos para el aluminio pueden aplicarse directamente a la ferrita. No obstante, aunque la evolución de las curvas sea similar en ambos casos, los niveles de reducción alcanzados cuando se emplea una pantalla ferromagnética con un tendido vertical son menores que en el caso desarrollado para el tendido horizontal con pantalla conductora.

#### 6.4. Apantallado mediante placa en forma de U invertida

Como se ha comentado en el apartado anterior, uno de los principales parámetros a tener en cuenta en el diseño de una pantalla es la anchura de la misma, ya que la reducción alcanzada mejora con el incremento de este parámetro, independientemente del material empleado. Sin embargo, pueden existir ocasiones en las que las dimensiones del lugar de instalación limiten el ancho de la pantalla. Una posible solución a este problema puede ser la utilización de pantallas en forma de U invertida, ya que de esta manera se incrementa la cantidad de material empleado en la pantalla. La configuración básica sobre la que se analizará la efectividad reductora de este perfil de pantalla se muestra en la figura 6.19, con espesor de referencia de 3 mm.

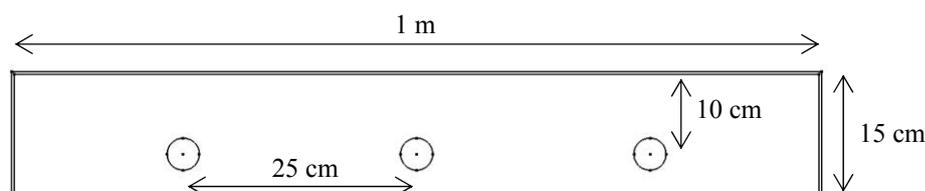
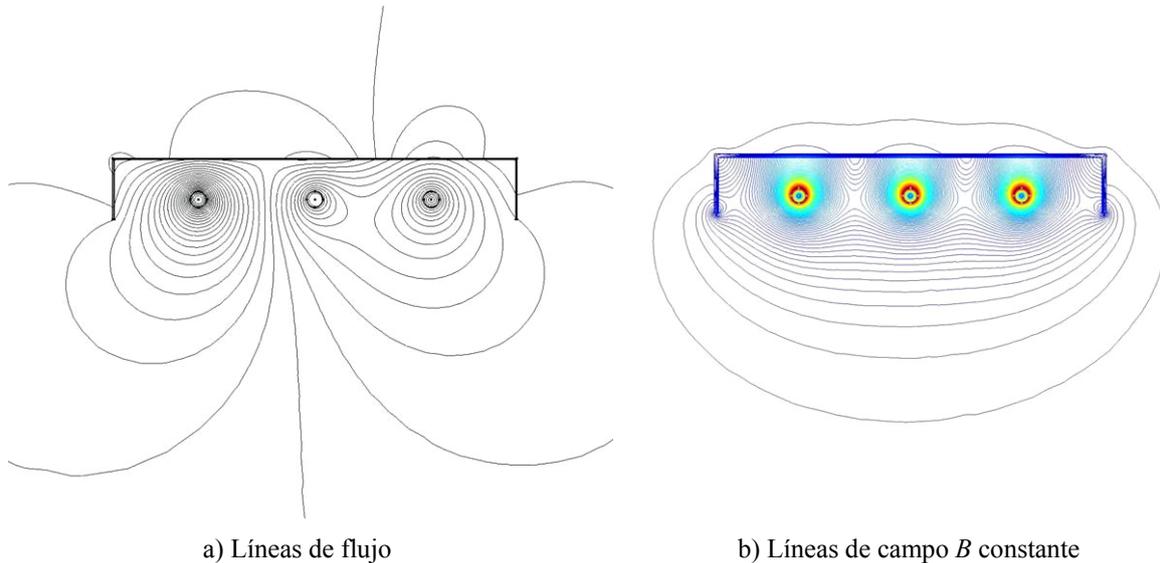


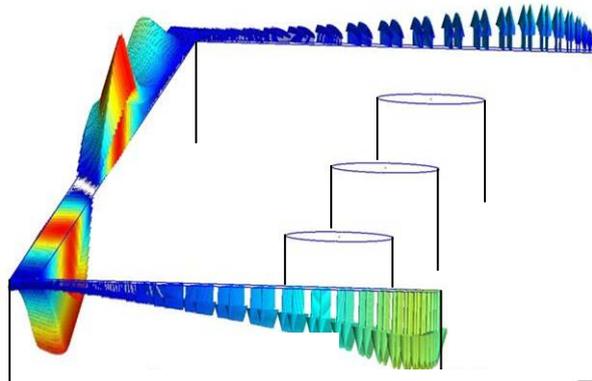
Figura 6.19. Pantalla en forma de U invertida sobre el tendido.

Al igual que en el caso de pantallas planas, la reducción que produce este tipo de pantallas cuando se emplean materiales de alta conductividad se basa en el mecanismo de reducción por corrientes inducidas. En esta nueva configuración, las líneas de flujo son deformadas por los tres tramos que constituyen la pantalla, que hacen de barrera que las impide pasar a la zona protegida (figura 6.20a). De esta manera, el campo generado por la línea queda comprimido bajo el “peso” de la pantalla (figura 6.20b).



**Figura 6.20.** Representación del campo en presencia de pantalla conductora en forma de U invertida.

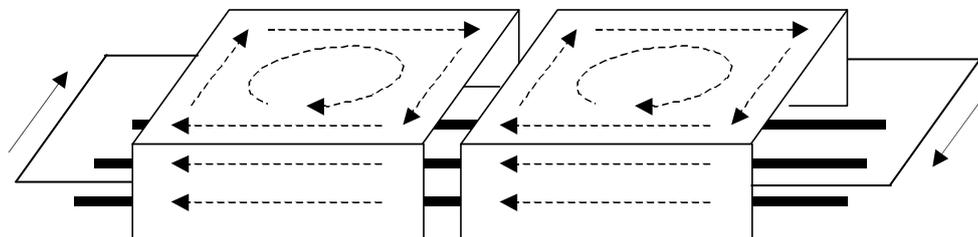
Debido al nuevo perfil de la pantalla, las corrientes inducidas se distribuyen de forma diferente al caso de pantalla plana. En esta ocasión, en los tramos laterales también se inducen dichas corrientes. La acción de estas corrientes adicionales, junto con las generadas en el tramo horizontal, provocan una mejoría en la efectividad de la pantalla. En la figura 6.21 se muestra la distribución de la componente real de la densidad de corriente presente en la pantalla para el caso de materiales muy conductores.



**Figura 6.21.** Componente real de la densidad de corriente inducida en pantalla en forma de U invertida.

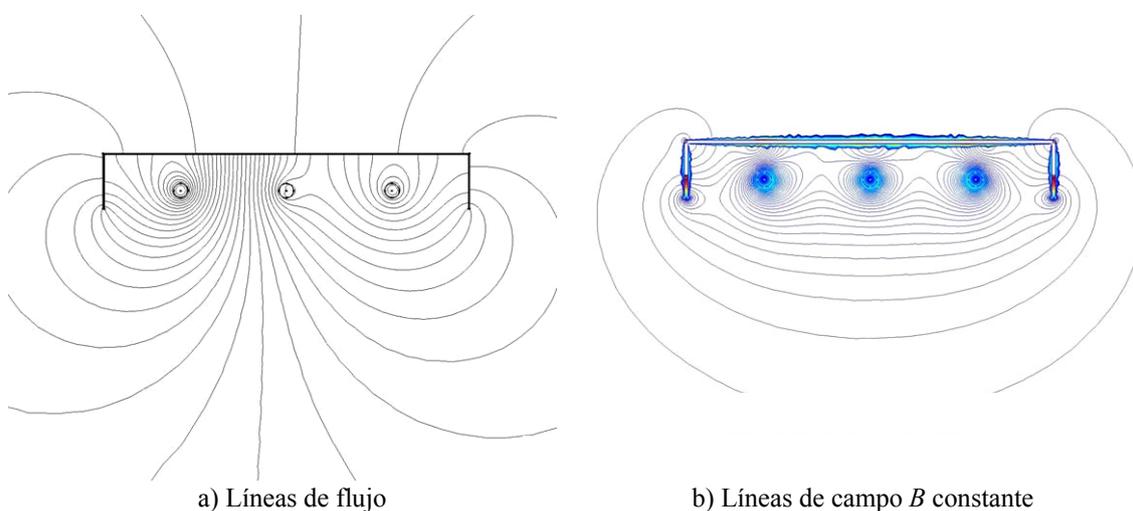
Como se puede observar, en los tramos verticales se inducen corrientes que circulan en sentidos opuestos, mientras que en el tramo horizontal las corrientes circulan del mismo modo que en el caso de pantalla plana. Por ello, se puede decir que los laterales de la pantalla se comportan de forma similar a un lazo de compensación, reforzando así el efecto reductor de la pantalla plana constituida por el tramo horizontal. Sin embargo, para que este nuevo efecto tenga lugar, es necesaria una buena continuidad eléctrica

entre las sucesivas secciones verticales que formarían la pantalla en la instalación final en toda su longitud. Asimismo, en el caso en el que la pantalla no se realice mediante una única plancha doblada en forma de U, deberán existir en los extremos inicial y final de la pantalla algún tipo de conexión que permita cerrar el lazo formado por ambos laterales (figura 6.22).



**Figura 6.22.** Circulación de corrientes inducidas en sistema de apantallado en forma de U invertida.

Por el contrario, no es necesario el mismo nivel de continuidad entre los sucesivos tramos horizontales, ya que las corrientes inducidas ya tienen su retorno en el mismo plano de la pantalla, lo que puede conseguirse por simple solape de las placas entre sí. Sin embargo, esta técnica puede no ser suficiente para asegurar la continuidad entre los laterales de la pantalla. Asimismo, tampoco es necesario que exista un alto grado de continuidad entre los tramos verticales y la plancha horizontal, por lo que la pantalla podría realizarse mediante placas diferentes en lugar de realizar la pantalla a partir de una sola plancha doblada en forma de U. De esta forma, también se facilitarían los trabajos de mantenimiento en la línea en caso de que fuesen necesarios, ya que sólo tendría que retirarse la placa horizontal para realizarlos.

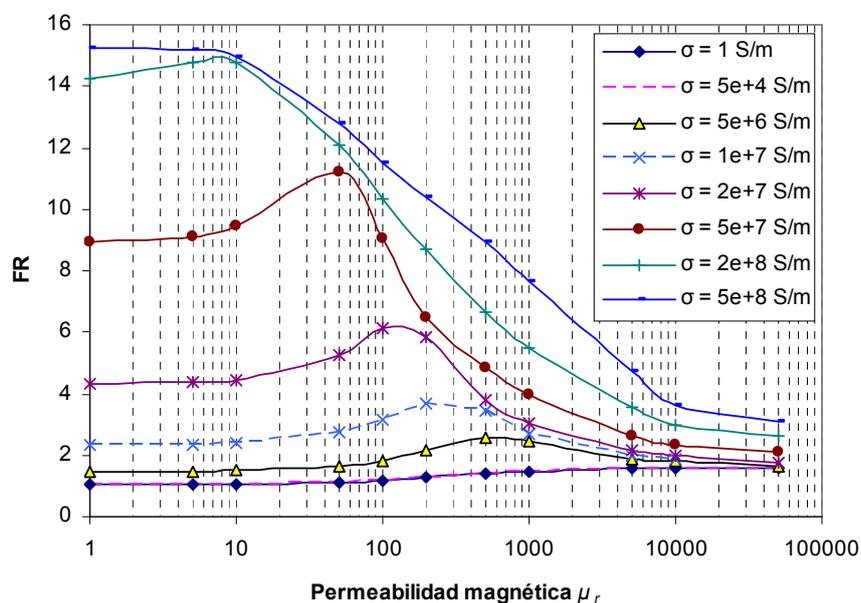


**Figura 6.23.** Representación del campo en presencia de pantalla ferromagnética en forma de U invertida.

En el caso de emplear materiales ferromagnéticos, dado que la reducción se produce por la derivación del flujo hacia el interior de la pantalla, esta continuidad eléctrica no es necesaria. Sin embargo, sí es necesaria la existencia de una buena conductividad magnética entre los tramos verticales y el horizontal, lo que puede conseguirse fácilmente si la pantalla se obtiene del plegado de una única plancha. En caso de construir la pantalla mediante tres tramos independientes, la existencia de huecos de aire en las uniones del tramo horizontal con los verticales perjudica seriamente las

prestaciones de la pantalla, ya que representan “cortes” en el camino de baja reluctancia que se les ha presentado. Con todo esto, el comportamiento de este perfil de pantalla sigue siendo similar al caso plano, salvo que la existencia de los tramos laterales reducen la distancia que deben recorrer las líneas de flujo por el aire (figura 6.23a), al encerrar parcialmente la fuente del campo, por lo que la pantalla es capaz de atraer más cantidad de flujo hacia su interior que en el caso de pantalla plana. De este modo, el campo queda deformado en la zona protegida de manera más pronunciada que en el caso de pantalla plana (figura 6.23b).

Por tanto, la utilización de materiales con valores destacables de conductividad y permeabilidad en este tipo de pantallas pueden proporcionar buenos niveles de mitigación, ya que la aparición del efecto lazo, junto con el mejor comportamiento del mecanismo de derivación de flujo, incrementa la eficiencia respecto al caso de pantalla plana. De esta manera, es de gran interés analizar la influencia de estos parámetros en el factor de reducción de la pantalla (figura 6.24).

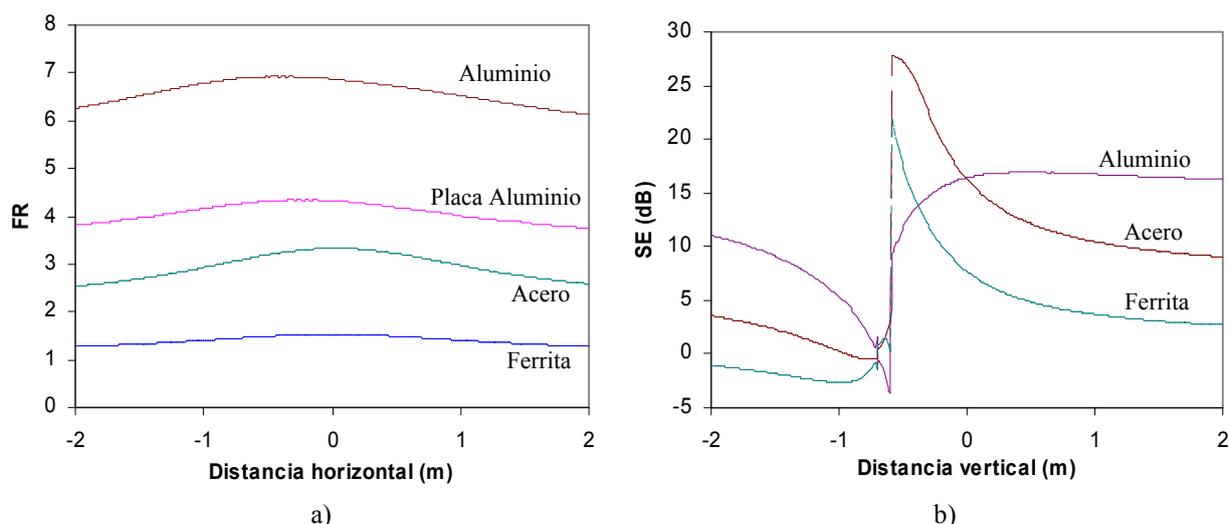


**Figura 6.24.** Influencia de la permeabilidad magnética en pantallas conductoras en forma de U invertida.

Como se observa, el comportamiento sigue siendo similar al caso de pantallas planas (figura 6.13), excepto en los niveles de reducción alcanzados, que son mayores en el caso de pantalla en forma de U, proporcionando en algunos casos casi el doble de la mitigación dada por pantallas planas. Asimismo, al igual que en el caso plano, el incremento de la permeabilidad tiene inicialmente un efecto beneficioso en la reducción, aunque de manera más pronunciada que en aquel caso, obteniendo un máximo entorno a los valores de  $\sigma$  y  $\mu_r$  que proporcionan una profundidad de penetración  $\delta$  del orden del espesor empleado (3 mm). Superado ese punto, se comprueba cómo en este caso también la reducción decae con la permeabilidad, tendiendo a un valor constante dependiente del valor de conductividad empleado, proporcionando en ese momento niveles de reducción más elevados que en el caso plano.

Por tanto, al contrario del caso de pantallas planas, los materiales mixtos comienzan a ser interesantes como opción para el apantallado magnético, en especial cuando se requieran niveles de reducción moderados. Sin embargo, para restricciones más exigentes, los materiales de alta conductividad siguen prestando los mejores servicios

de reducción. Esto se puede apreciar en la figura 6.25a, donde se muestran los perfiles de reducción a 1 m sobre el suelo empleando distintos materiales en una pantalla en forma de U invertida. En ella se observa cómo esta configuración mejora la reducción proporcionada por la pantalla plana de aluminio cuando ambas tienen 1 m de anchura y 3 mm de espesor. Por otro lado, se comprueba cómo el acero presenta mejores resultados que el aluminio en las proximidades de la placa (figura 6.25b), al igual que ocurre en el caso de la pantalla plana [2]. De esta forma, salvo por los niveles de reducción alcanzados, las pantallas en forma de U invertida producen mapas de reducción como los del caso plano (figura 6.15), en los que la mitigación dada por el aluminio es mayor en zonas alejadas de la fuente, además de ser más uniforme en la distancia que la proporcionada por los materiales ferromagnéticos, los cuales tienen una excelente reducción en la zona cercana a la pantalla.



**Figura 6.25.** Perfil de reducción a 1 m del suelo y evolución de la eficiencia reductora (en decibelios) con la distancia vertical a la fuente para distintos materiales en pantallas en forma de U invertida y para placa plana de aluminio.

#### 6.4.1. Sensibilidad a parámetros geométricos

La influencia que tienen algunos parámetros geométricos de la pantalla sobre el nivel de reducción presenta comportamientos similares a los analizados en el caso plano. En concreto, la evolución de la reducción con el espesor y anchura de la pantalla, que se muestran en las figuras 6.26a y 6.26b, presentan curvas muy similares a las de las figuras 6.17a y 6.17b, salvo que la evolución del aluminio con el espesor es algo más lineal, así como por los niveles de mitigación alcanzados. De igual forma ocurre con la evolución de la mitigación en función de la separación entre pantalla y fuente (figura 6.27a), muy similar a lo que ocurre con el caso plano (figura 6.18a) a excepción de los niveles de reducción proporcionados, ya que se aprecia una notable mejoría de la eficiencia al emplear acero a distancias muy próximas a la fuente.

Sin embargo, la existencia de los tramos verticales laterales proporciona un nuevo parámetro a tener en cuenta, su longitud. En la figura 6.27b se muestra cómo se ve afectada la reducción con dicha longitud en el punto de estudio a 1 m sobre el suelo, mientras el ancho de la pantalla se mantiene constante. De dicha figura se destacan dos conclusiones. Por un lado que, independientemente del material, el incremento de los laterales de la pantalla mejoran la mitigación del campo en dicho punto de estudio. Por

otro lado, que dicha mejora es mayor en el acero que en el resto de materiales, el cual llega a superar las prestaciones del aluminio a partir de una cierta longitud de los tramos verticales. Esto puede deberse a que, junto con el efecto lazo que se ve incrementado por la longitud de dichos tramos, a partir de dicho punto el mecanismo de derivación de flujo que se presenta en los paneles laterales comienza a ser de importancia, sobretodo por estar orientados perpendicularmente al tendido, lo que ayuda a desviar las líneas de flujo a través de ellos de igual modo a como se analizó en la figura 6.12a. Dado que este último mecanismo no se presenta en el aluminio, es lógico pensar que esta sea la causa por la que el acero mejora notablemente frente al aluminio.

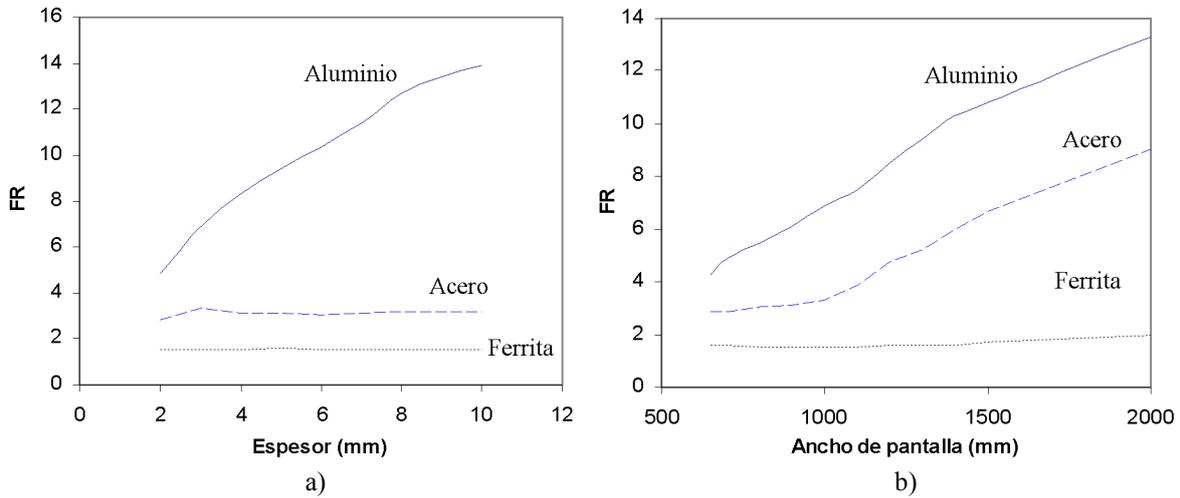


Figura 6.26. Influencia del espesor y el ancho de la pantalla en el factor de reducción.

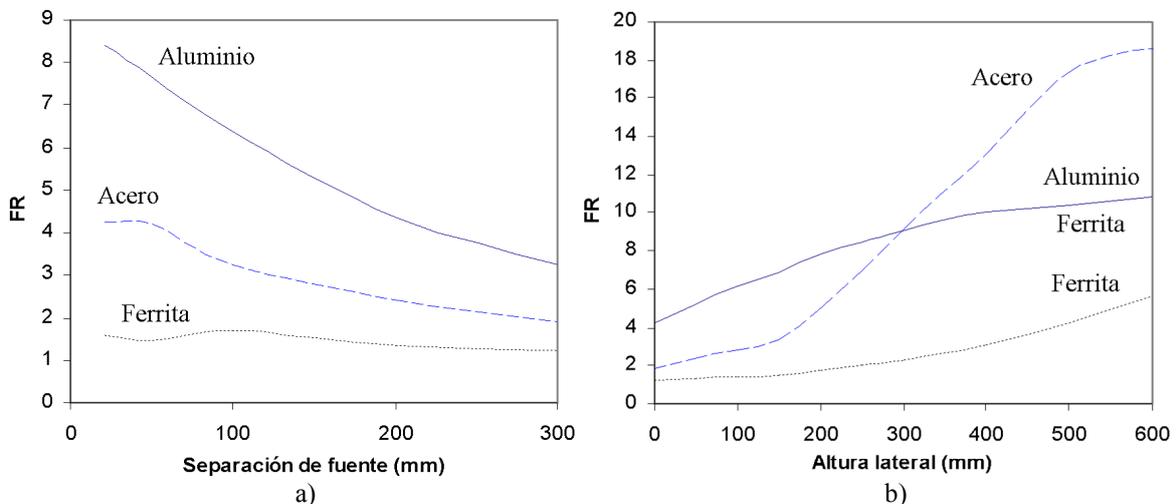


Figura 6.27. Influencia en el factor de reducción de la separación pantalla-fuente y de altura de pantalla.

#### 6.4.2. Comparativa de pantallas planas y en forma de U

Hasta ahora se ha analizado el comportamiento de las pantallas en U invertida y la influencia de sus parámetros geométricos en la reducción del campo. Sin embargo, es necesario analizar en qué situaciones y configuraciones puede ser más interesante emplear un tipo de pantalla u otro y de qué material realizarla. En la figura 6.25a ya se comprobó cómo una pantalla de aluminio en forma de U producía mejores resultados que una pantalla plana de aluminio de la misma anchura. Esto puede verificarse que ocurre, en mayor o menor medida, para cualquiera de los materiales analizados. En la figura 6.28 se muestran los factores de reducción alcanzados en una línea a 1 m sobre el suelo

para distintos materiales empleando ambos tipos de pantallas de 1 m de anchura, siendo la longitud del tramo vertical en la pantalla en U de 150 mm.

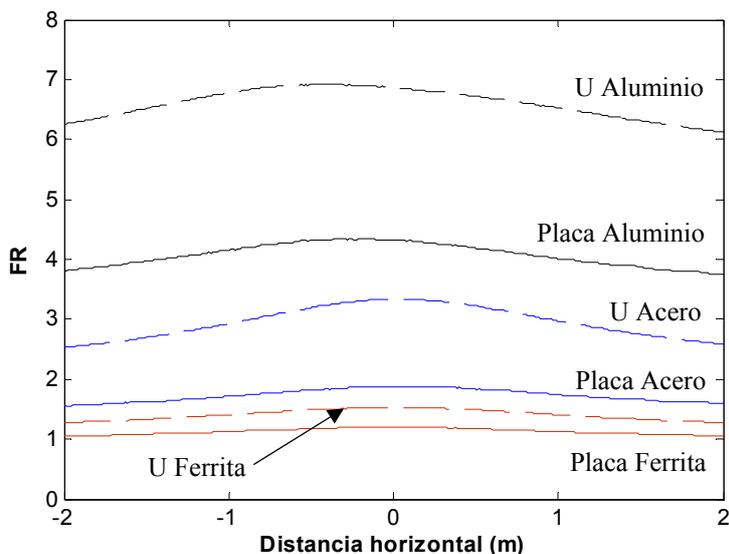


Figura 6.28. Perfil transversal de reducción a 1m sobre el suelo de pantallas con misma anchura.

Como se observa, todos los materiales mejoran su rendimiento al transformar la pantalla horizontal plana en U invertida, añadiendo los tramos verticales de 150 mm. Esta mejoría es más destacada en el aluminio y acero, mientras que es leve en la ferrita. Sin embargo, al realizarse esta comparativa para una anchura fija, puede entenderse que esta mejoría se debe al incremento de longitud sufrido al añadir los tramos verticales. Por ello, es interesante comparar la reducción alcanzada con la misma cantidad de material.

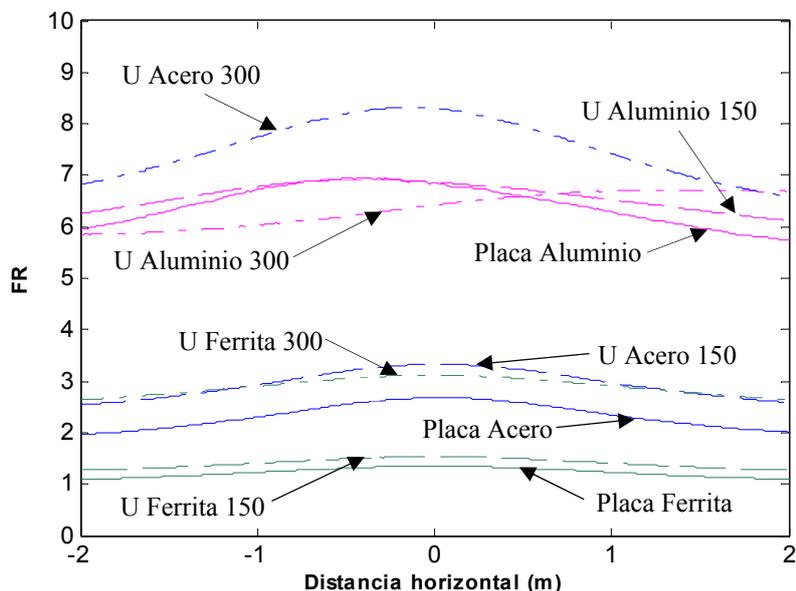
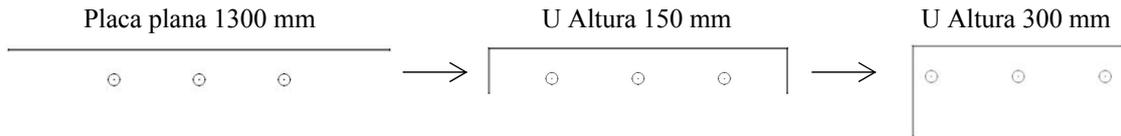


Figura 6.29. Perfil transversal de reducción a 1m del suelo en pantallas con idéntica cantidad de material.

En la figura 6.29 se muestran los factores de reducción alcanzados a 1 m sobre el suelo empleando 3 configuraciones distintas de pantalla, cada una de ellas con una longitud total de 1300 mm y 3 mm de espesor. Podría decirse que cada configuración empleada es el resultado de diferentes formas de plegar una pantalla plana horizontal de 1300 mm de longitud (figura 6.30). La anchura mínima alcanzada será de 700 mm, limitada por el espacio ocupado por los cables, separados 250 mm entre sí.



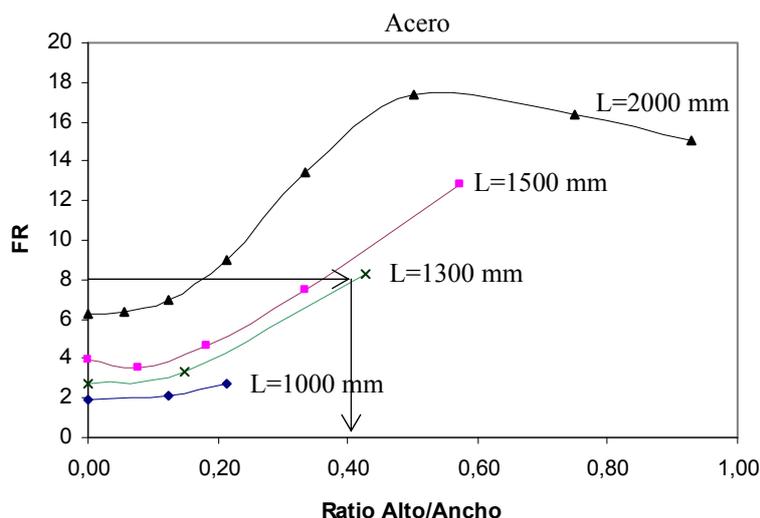
**Figura 6.30.** Distintas configuraciones de pantalla con idéntica cantidad de material.

De la observación de los resultados presentados en la figura 6.29, queda claro que la mejoría que presentaba la pantalla de aluminio en forma de U de la figura 6.28 se debía al incremento de longitud de la pantalla, como se había supuesto anteriormente, ya que en esta nueva figura se muestra como el aluminio da resultados casi idénticos para las 3 configuraciones empleadas de igual longitud total. Sin embargo, también se comprueba cómo el acero incrementa sus prestaciones a medida que se va plegando la placa, llegando a producir mejores resultados que el aluminio cuando se emplea en pantallas en U con 300 mm de altura lateral. Por tanto, cabe concluir que emplear pantallas planas de materiales de alta conductividad no siempre es la mejor solución, ya que una buena combinación de material mixto y forma del perfil puede llegar a producir mejores reducciones del campo.

Esta conclusión presenta un nuevo punto de vista con el que seleccionar la mejor opción a la hora de realizar una pantalla. Es decir, dado un material en concreto para construir una pantalla abierta, determinar cual es el perfil óptimo que produce mejores resultados de mitigación. Por ejemplo, como se acaba de comprobar, las prestaciones de una pantalla plana de aluminio apenas mejoran si se transforma su perfil en otros en forma de U invertida. Sin embargo, en materiales mixtos y ferromagnéticos la eficiencia de la pantalla puede llegar a incrementarse de manera notable por la variación del perfil empleado, principalmente por la longitud de los tramos verticales de la pantalla. Esto evidencia la existencia de algún tipo de factor de forma que determina el perfil que mejores niveles de reducción proporciona cuando se emplean este tipo de materiales. Dado que, como se acaba de comprobar, parece que dicha mejoría se debe a alguna relación entre la longitud de los tramos verticales con la del tramo horizontal, se puede definir el siguiente ratio como factor de forma:

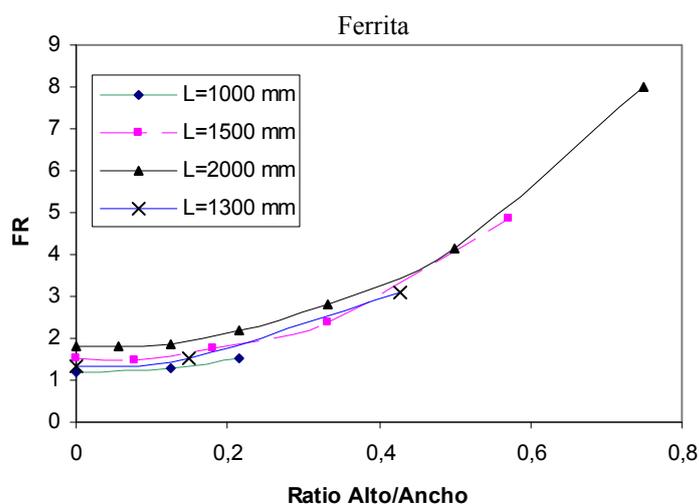
$$\text{Ratio} = \frac{\text{Longitud tramo vertical}}{\text{Longitud tramo horizontal}} \quad (6.18)$$

Este ratio tendrá valores entre 0 y 1, valores que se corresponden a los casos de pantalla plana y pantalla en forma de U cuadrada. Para analizar la evolución de la reducción del campo con dicho factor de forma se han tomado 4 valores de longitud total de plancha de acero (1000 mm, 1300 mm, 1500 mm y 2000 mm) de 3 mm de espesor, los cuales se han ido plegando en sucesivas configuraciones en forma de U, incrementando la longitud de los tramos verticales del modo mostrado en la figura 6.30, manteniendo constante la distancia de la línea al tramo horizontal. En la figura 6.31 se muestra la evolución del factor de reducción en el punto de estudio situado a 1 m sobre el suelo para distintas formas y longitudes del acero.



**Figura 6.31.** Influencia del factor de forma en la reducción para distintas longitudes de acero.

En esta figura se comprueba como, para materiales mixtos como el acero, los mejores resultados de mitigación se producen cuanto más cuadrada es la forma de la pantalla, es decir, cuanto más próximo es el perfil de la pantalla a uno cerrado. Sin embargo, para una longitud de 2000 mm, los niveles de reducción más elevados se alcanzan cuando el factor de forma ronda el 0.5, es decir, cuando el ancho de la pantalla es del orden del doble de su altura. A partir de este punto la mitigación disminuye, lo que puede deberse a que la longitud del tramo horizontal comienza a reducirse en tal medida que el nivel de corrientes inducidas se ve perjudicado, descendiendo el efecto reductor de las mismas. Pero por otro lado, también se observa cómo no es necesario emplear siempre longitudes elevadas para conseguir niveles de reducción destacados. Por ejemplo, si en la zona a proteger es necesario obtener un factor de reducción en torno a 8, se observa en la figura 6.31 cómo esto puede conseguirse empleando pantallas de 2000 mm, 1500 mm y 1300 mm con distinto factor de forma. Sin embargo, si se quieren abaratar costes, lo más habitual es emplear la menor cantidad de material posible, por lo que es claro que la mejor opción es utilizar 1300 mm de acero con un factor de forma entorno a 0.4, por ejemplo con una pantalla de 700 mm de ancho y 300 mm de alto.



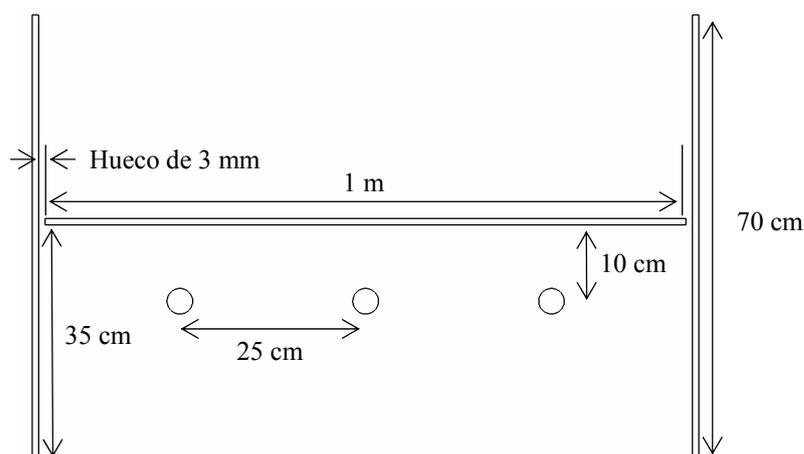
**Figura 6.32.** Influencia del factor de forma en la reducción para distintas longitudes de ferrita.

Este mismo comportamiento lo presenta también la ferrita (figura 6.32), aunque de forma más acentuada debido a la gran similitud entre la reducción dada por las distintas

longitudes. Sin embargo, la mitigación alcanzada es muy inferior al caso anterior, y no presenta un máximo como el observado en el caso del acero para una longitud total de 2000 mm, lo que puede deberse a la naturaleza puramente ferromagnética de la ferrita, cuya eficiencia es mayor cuanto más cerrada sea la pantalla.

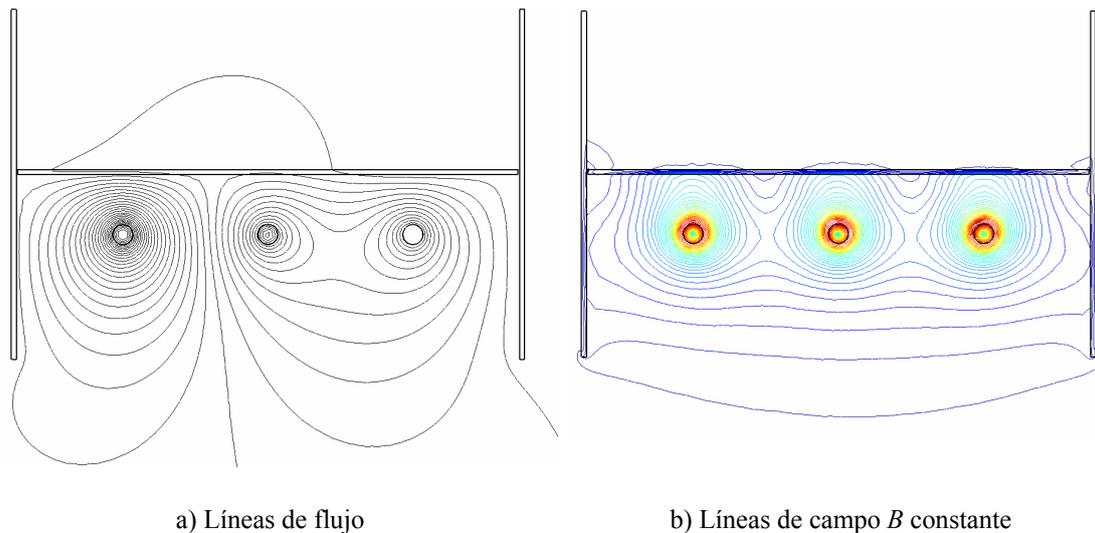
### 6.5. Pantallas con configuración en H

En los últimos años se han realizado algunos avances en relación a las técnicas de apantallado mediante materiales conductores y ferromagnéticos, consecuencia de una mayor utilización de este tipo de técnicas en instalaciones reales. De estas experiencias surgió una nueva configuración de pantalla como evolución de la configuración con forma de U invertida, denominada configuración en H [9]. Esta pantalla está constituida por una placa horizontal situada encima del tendido, junto a otras dos placas verticales situadas a ambos lados del mismo. En la figura 6.33 se muestra la disposición de esta configuración, así como las dimensiones que se tomarán como referencia para su análisis paramétrico (considerando inicialmente un espesor de 3 mm en todas las placas).



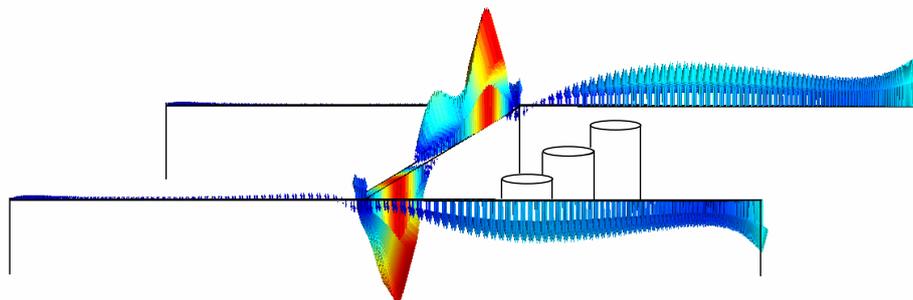
**Figura 6.33.** Pantalla en forma de H sobre el tendido.

Como se puede observar, básicamente consiste en una pantalla en U invertida en la que se han extendido hacia arriba los tramos verticales. Luego es de esperar que, al menos, presente un comportamiento muy similar al de esta pantalla, reforzado en cualquier caso por los posibles efectos de inducción y derivación del campo que puedan presentarse en los tramos verticales adicionales. Esto se observa claramente en la figura 6.34 para el caso de una pantalla en H realizada con materiales conductores, donde se puede apreciar cómo, tanto las líneas de flujo como las líneas de campo constante, presentan un comportamiento muy similar al producido por las pantallas conductoras en U invertida de la figura 6.20, quedando el campo generado por el tendido comprimido bajo el “peso” de la pantalla y encerrado por los diferentes tramos que la forman. Asimismo, cuando se realiza la pantalla mediante materiales ferromagnéticos, el comportamiento de la configuración en H también es muy similar al presentado por la U invertida en la figura 6.23. Sin embargo, debido a que en esta nueva configuración los tramos verticales son de mayores dimensiones que los considerados en el caso de la U invertida, los efectos de derivación del flujo magnético y de inducción de corrientes tendrán una presencia más acentuada, por lo que es de esperar que los niveles de mitigación sean de un orden mayor a los alcanzados en aquel caso.



**Figura 6.34.** Representación del campo en presencia de pantalla conductora en forma de H.

No obstante, al tratarse de una evolución de la configuración en U, los tramos verticales también deben formar un lazo para incrementar el efecto mitigador cuando se emplean materiales conductores, por lo que continúa siendo necesaria la existencia de un buen contacto eléctrico entre los sucesivos tramos verticales que forman la pantalla a lo largo de la zanja, debiendo existir en los extremos finales algún tipo de conexión que permita cerrar el lazo que forman todas las placas verticales. Con esto se consigue una distribución de la densidad de corriente en las pantallas como la de la figura 6.35.



**Figura 6.35.** Componente real de la densidad de corriente inducida en pantalla de aluminio en H.

Como se puede observar, en la parte inferior de los tramos verticales se inducen importantes niveles de corrientes parásitas, circulando en sentido contrario en cada una de ellos al formar un lazo. Por el contrario, en los nuevos tramos verticales el nivel de corrientes inducidas es muy reducido. En consecuencia queda claro que, en el caso de pantallas conductoras, el esfuerzo mitigador recae conjuntamente sobre la placa horizontal y los tramos de las placas verticales que quedan por debajo de ella. No obstante, en caso de emplear materiales ferromagnéticos, dichos tramos superiores pueden ser de importancia en el mecanismo de derivación del flujo magnético. Por ello es interesante analizar la influencia de la conductividad eléctrica y la permeabilidad magnética en la reducción alcanzada. Esto se muestra en la figura 6.36 considerando un espesor de pantalla de 3 mm, donde se modifica el valor de  $\mu_r$  para distintos valores de  $\sigma$ . Como se puede observar, el comportamiento es muy similar al ofrecido por la configuración de U invertida en la figura 6.24, salvo que en esta ocasión los niveles de mitigación son mucho más elevados, debido en parte a la mayor cantidad de material

empleado. De cualquier modo, se puede apreciar cómo el incremento de la permeabilidad magnética tiene un efecto beneficioso de importancia cuando se emplean conductividades eléctricas elevadas, aunque a partir de cierto nivel su influencia prácticamente desaparece. Asimismo, al igual que en el caso de la U invertida, los máximos observados en las curvas se producen en los puntos en los que los valores de  $\sigma$  y  $\mu_r$  dan lugar a una profundidad de penetración de las corrientes parásitas del orden del espesor empleado. A partir de dicho punto, la reducción cae drásticamente en la mayoría de los casos.

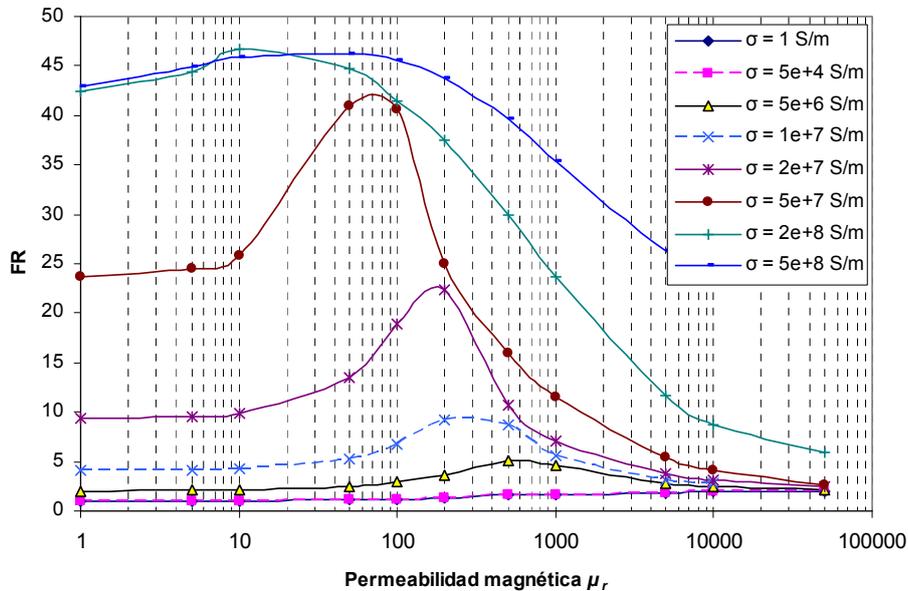


Figura 6.36. Influencia de la permeabilidad magnética en pantallas conductoras en forma de H.

Por tanto, tal y como ocurría en el caso de la configuración en U invertida, parece que los materiales mixtos de alta conductividad pueden ofrecer resultados equiparables, o incluso mejores, a los materiales conductores. Sin embargo, tal y como se observa en la figura 6.37a, de entre los materiales empleados habitualmente en la construcción de pantallas continúa destacando el aluminio sobre el acero, dada la moderada conductividad eléctrica de este material. No obstante, el acero es capaz de proporcionar niveles más elevados de reducción que el aluminio en las proximidades de la pantalla (figura 3.37b), por lo que puede ser una opción interesante en otro tipo de instalaciones.

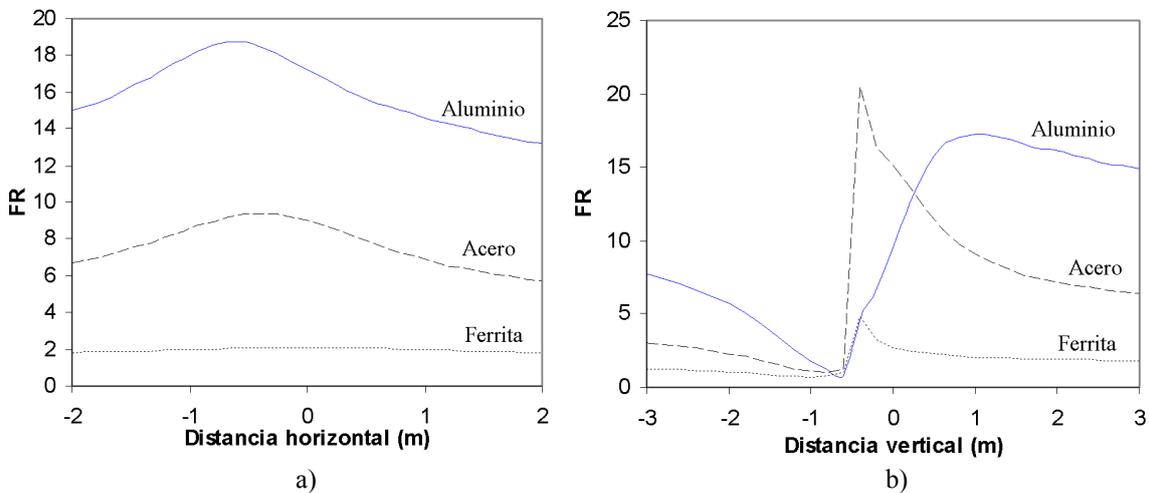
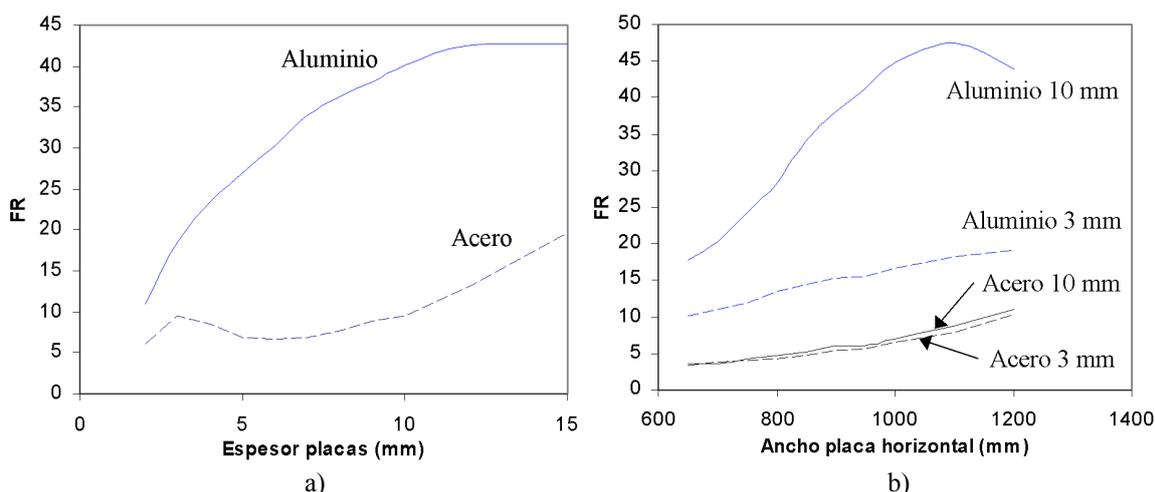


Figura 6.37. Perfil de reducción a 1 m del suelo y su evolución con la distancia vertical a la fuente para distintos materiales en pantallas en forma de H.

### 6.5.1. Sensibilidad a parámetros geométricos

Dada la complejidad de la configuración en forma de H, existe un mayor número de parámetros que influyen sobre la eficiencia mitigadora de este tipo de pantallas, por lo que el análisis de sensibilidad paramétrico se complica. No obstante, algunos de los parámetros presentan comportamientos similares a los observados en las pantallas anteriores. En este sentido, tanto el espesor como la anchura de la placa horizontal influyen en la reducción de forma similar a lo observado en la configuración en U invertida. En particular, incrementar el espesor de las placas utilizadas para la construcción de la pantalla mejora notablemente la eficiencia tanto en materiales conductores como ferromagnéticos<sup>1</sup> (figura 6.38a para pantalla de 1 m de ancho), aunque de forma mucho más acusada en el caso del aluminio. Asimismo, para este material conductor se observa una saturación en la curva en torno a valores del espesor similares a la profundidad de penetración de las corrientes inducidas (unos 12 mm). Por el contrario, en el caso del acero parece existir un máximo local en torno a los 3 mm de espesor, lo que ocasiona que la reducción disminuya a partir de ese punto y no vuelva a proporcionar valores similares hasta alcanzar los 10 mm de espesor. Este comportamiento se presentaba también en la U invertida, pero de forma mucho menos acusada.



**Figura 6.38.** Influencia en el factor de reducción del espesor de todas las placas que forman la H y el ancho de la pantalla horizontal.

Por otro lado, el aumento del ancho de la placa horizontal situada sobre el tendido también mejora la eficiencia de la pantalla, como se muestra en la figura 6.38b para una pantalla con un ancho entre tramos verticales de 1.2 m. No obstante, la mejora es mucho más notable en el aluminio que en el acero. Sin embargo, parece que la influencia de este parámetro también depende del espesor empleado, ya que como se puede observar en dicha figura, para un espesor de 10 mm de aluminio la mitigación puede llegar a disminuir para anchuras superiores a 1.1 m. Esto sugiere la existencia de un ancho óptimo para un espesor y separación entre placas verticales fijados. En cualquier caso, esto sólo ocurre para los materiales conductores, mientras que en el acero la evolución con este parámetro se mantiene independientemente del espesor. La mejora que presenta el acero no sólo se debe a la mayor cantidad de material en el que se inducen las corrientes, sino a la reducción del espacio existente entre la pantalla horizontal y los tramos verticales, aspecto que se analizará más adelante.

<sup>1</sup> A partir de este momento no se empleará la ferrita por su reducida eficiencia.

Observando la importante influencia del espesor en la eficiencia de la pantalla, y dado que la configuración en H se realiza con tres planchas independientes de material, puede ser interesante analizar el efecto que tendría el uso de distintos espesores en las pantallas verticales frente a la pantalla horizontal. Esto es lo que se muestra en la figura 6.39. En concreto, en la figura 6.39a se muestra la influencia del espesor de la pantalla horizontal cuando se utiliza un espesor de 3 mm en las pantallas verticales, mientras que en la figura 6.39b se analiza la situación contraria. Como se puede observar, parece que incrementar el espesor de las pantallas verticales tiene un efecto algo más importante que incrementar el de la pantalla horizontal, independientemente del material empleado. Esto puede deberse a que con esta acción se incrementa la sección neta del lazo de compensación que forman las placas verticales, reforzando el efecto mitigador en mayor medida que si se incrementa solamente el espesor de la pantalla horizontal.

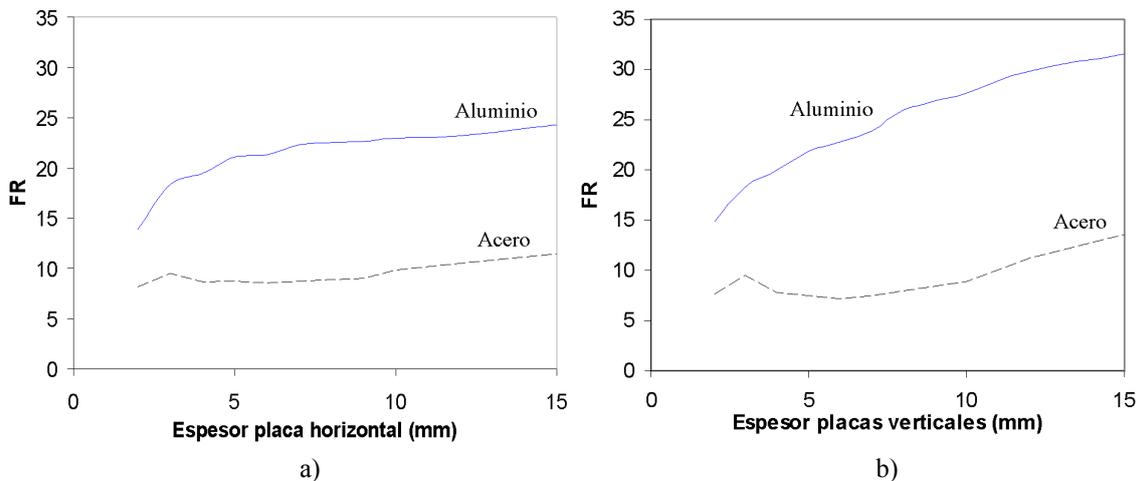


Figura 6.39. Influencia en el factor de reducción del espesor de la placa horizontal y de las verticales.

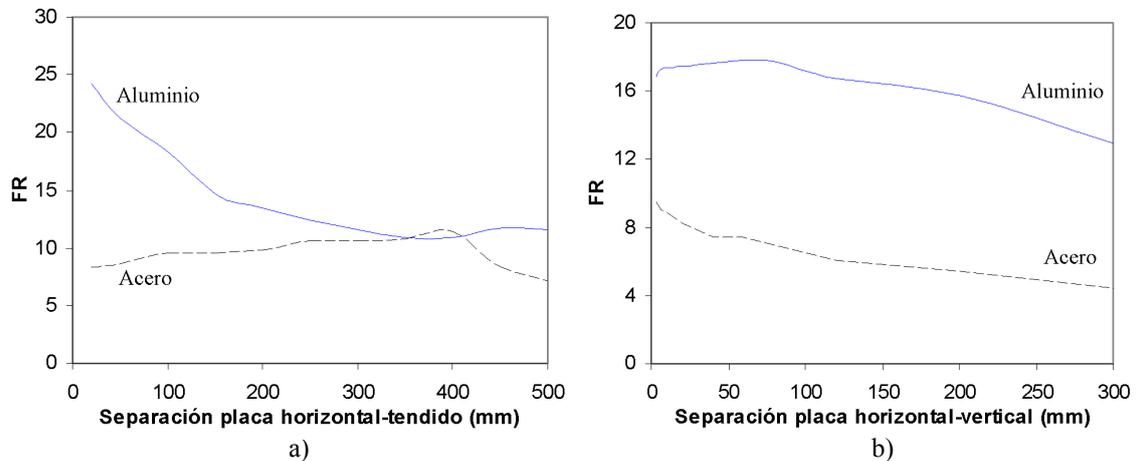
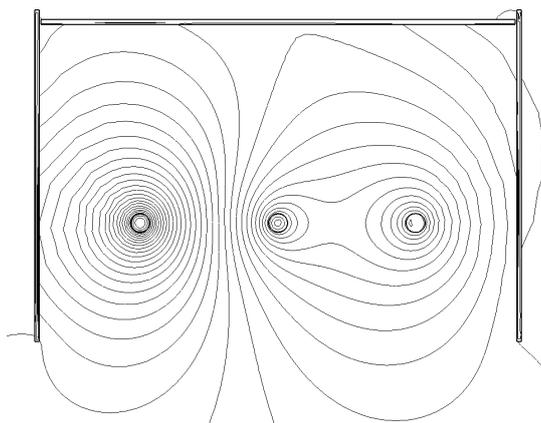


Figura 6.40. Influencia en el factor de reducción de la separación de la placa horizontal al tendido y de la separación entre placa horizontal y las verticales.

Por otro lado, la separación entre la fuente y la pantalla horizontal tiene un efecto importante sobre la reducción, tal y como se vio en pantallas anteriores. En este caso (figura 6.40a) el aluminio requiere de una distancia reducida a la fuente para proporcionar buenos resultados, como es habitual en pantallas conductoras. Sin embargo, el acero parece trabajar mejor cuando se aleja la placa horizontal a unos 400 mm. Esto puede deberse a que en dicha posición se tiene una pantalla más cuadrada que permite “recolectar” una mayor cantidad de flujo magnético a través de las placas

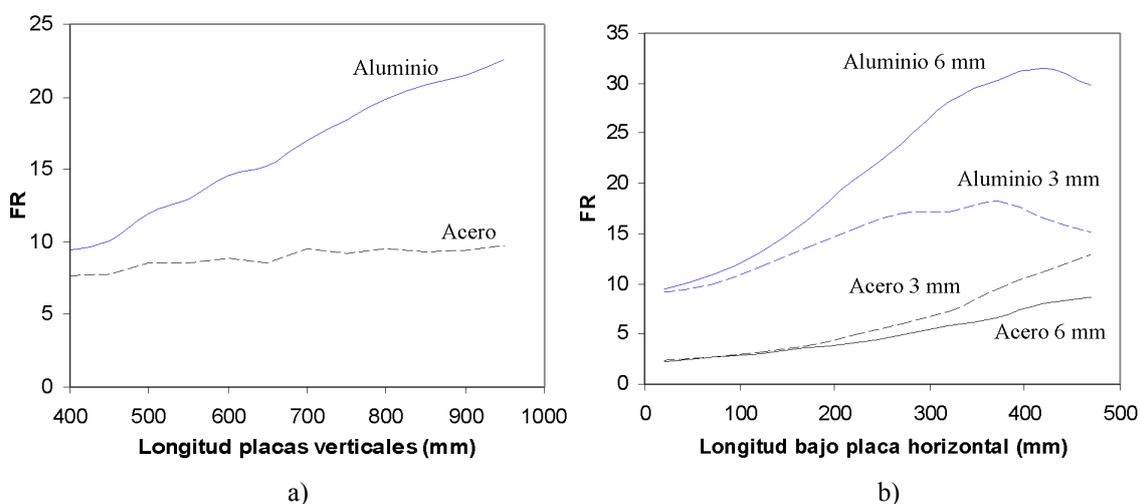
(figura 6.41), de forma similar a lo que ocurre en el caso de la pantalla en forma de U invertida.



**Figura 6.41.** Líneas de flujo en pantalla de acero en H con placa horizontal a 400 mm del tendido.

No obstante, este efecto se ve perjudicado por la presencia del hueco existente entre la placa horizontal y las verticales (figura 6.33), como se observa en la figura 6.40b, ya que se presenta un tramo de mayor reluctancia al flujo para pasar de una pantalla a la otra, provocando la disminución de la eficiencia de pantallas de tipo ferromagnético. De igual modo, el aluminio también se ve perjudicado por esta separación. Aunque inicialmente la eficiencia se mantiene, el aumento de la separación entre la pantalla horizontal y las verticales tiende a disminuir la reducción. Esto puede deberse a que, mientras la placa horizontal (de dimensiones fijas) mantiene su efecto mitigador, el alejamiento de los tramos verticales de la fuente de campo reduce de forma importante las corrientes inducidas en el lazo de compensación que forman dichos tramos.

Como se ha podido observar hasta el momento, los tramos laterales parecen tener una gran parte de responsabilidad en el efecto mitigador de este tipo de pantallas. Por ello, es importante analizar también la influencia que tienen su longitud y su colocación respecto a la placa horizontal en la mitigación alcanzada. En este sentido, la figura 6.42a muestra la evolución de la reducción al incrementar la longitud de los tramos verticales cuando éstos se encuentran enterrados a una profundidad fija (en este caso a unos 95 cm). Se puede apreciar cómo el aluminio es el que presenta una mayor influencia de este parámetro, mientras que el acero permanece casi estable.



**Figura 6.42.** Influencia en el factor de reducción de la longitud de las placas verticales y su situación respecto a la placa horizontal.

En cualquier caso, la situación de estos tramos respecto a la pantalla horizontal también tiene su importancia, tal y como se aprecia en la figura 6.42b. En ella queda claro que, para una longitud fija de las pantallas verticales (700 mm), incrementar la profundidad de su instalación (o lo que es lo mismo, la longitud del tramo que sobresale por debajo de la pantalla horizontal) mejora la eficiencia. Además, la influencia de este parámetro depende en gran medida del espesor de pantalla empleado. En el caso de la figura 6.42b, se observa cómo el incremento en la eficiencia obtenido por una pantalla de 6 mm de aluminio es mucho mayor que al emplear 3 mm de espesor. Un comportamiento similar se observa en el acero, siendo en este caso más notable la mejora de la eficiencia al emplear un espesor reducido, consecuencia del comportamiento observado en la figura 6.38a. No obstante, en el caso del aluminio se aprecia un comportamiento singular, ya que de las curvas se desprende que la longitud que debe sobresalir por debajo de la placa horizontal para optimizar la reducción depende del espesor empleado, debiendo ser esta longitud cada vez mayor a medida que se incrementa el espesor de las pantallas.

Por tanto, queda claro que escoger las dimensiones que optimicen la eficiencia mitigadora de este tipo de pantallas no es una tarea trivial, debido al importante número de parámetros a tener en cuenta. En cualquier caso, parece claro que los materiales conductores como el aluminio son la mejor opción en situaciones de líneas enterradas, siendo conveniente emplear planchas del orden de 1 m de longitud en los tres tramos de la pantalla, tal y como recomiendan en [9]. No obstante, mediante la aplicación de algunos de los resultados del análisis paramétrico realizado, se puede mejorar notablemente la eficiencia de esta configuración de pantalla.

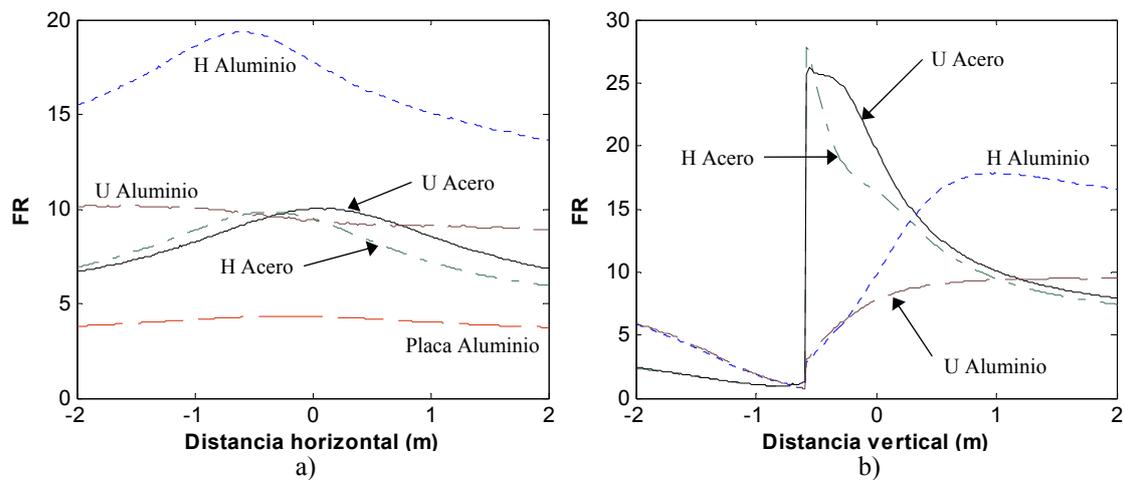
### **6.5.2. Comparativa de pantallas en forma de H y U invertida**

Como se ha venido observando a lo largo del apartado anterior, el funcionamiento de la configuración de pantalla en H es muy similar al de la configuración en U invertida. En ambos casos los tramos laterales refuerzan la eficiencia mitigadora de la pantalla horizontal. Sin embargo, la utilización de una mayor cantidad de material en la configuración en H permite obtener resultados notablemente mejores, principalmente en el caso de materiales conductores. Esto puede observarse en la figura 6.43. En ella se han representado los perfiles de reducción, en función de la distancia horizontal y vertical, para las siguientes configuraciones:

- Placa plana horizontal de 1 m de ancho y 3 mm de espesor.
- U invertida de 1 m de ancho, 370 mm de alto y 3 mm de espesor.
- H de 1 m de ancho, 700 mm de alto (tramos verticales de 370 mm bajo la placa horizontal), 3 mm de espesor y hueco de 3 mm entre placa vertical y horizontal.

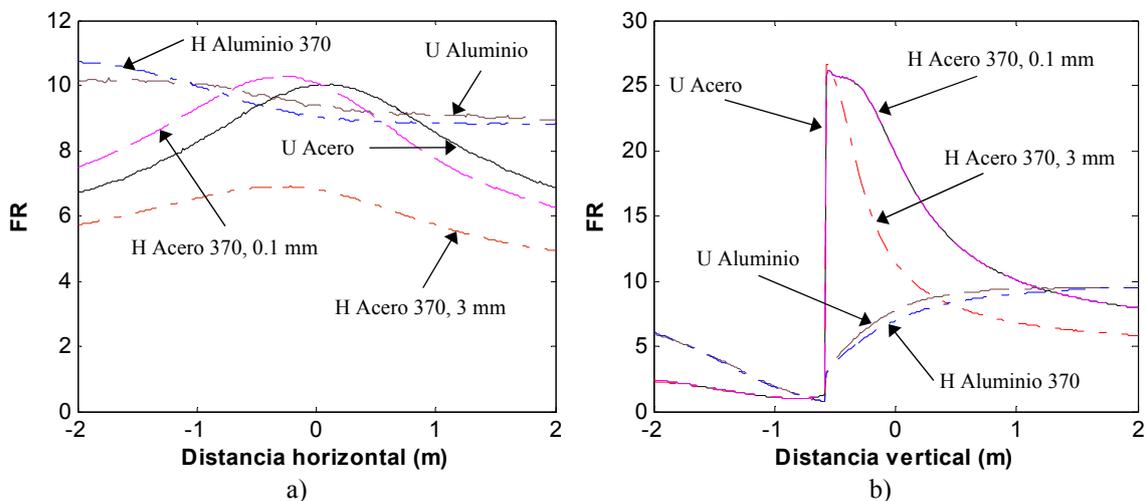
Como se puede observar, en el caso de materiales conductores (aluminio) y para un mismo ancho de pantalla, los mejores resultados los ofrece la pantalla en H, seguida de la U invertida. Esto ocurre tanto en la distancia horizontal (figura 6.43a) como en la distancia vertical (figura 6.43b). Sin embargo, en el caso de materiales ferromagnéticos, las configuraciones en H y U invertida proporcionan reducciones similares, aún habiéndose empleado mucho más material en la construcción de la H. Esto puede deberse a que en la configuración en U invertida se ha considerado una pantalla realizada mediante el plegado de una única chapa de acero, lo que garantiza una perfecta unión entre los tramos verticales y horizontales, mientras que en la construcción de la H hay distintas placas que mantienen una separación de unos 3 mm.

Esto afecta notablemente al mecanismo de derivación del flujo magnético, por lo que la U invertida presenta mejores resultados al no existir dicho hueco.

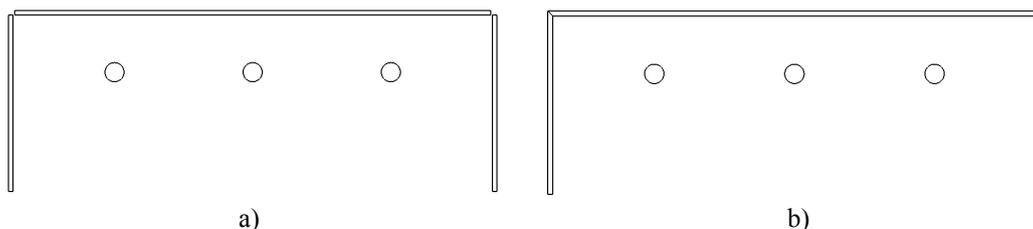


**Figura 6.43.** Perfil de reducción a 1 m del suelo y su evolución con la distancia vertical a la fuente para distintos materiales en pantallas en forma de H, U invertida y placa horizontal.

Esto se puede comprobar observando las figuras 6.44a y 6.44b. En ellas se muestran los perfiles de reducción, proporcionados por el aluminio y el acero, al emplear una pantalla en U invertida y una pantalla en H con las mismas dimensiones y disposición de la U invertida (altura de 370 mm). Es decir, se ha realizado la misma pantalla en U invertida a partir de una única plancha (figura 6.45a) y mediante tres planchas sin contacto mutuo (figura 6.45b).



**Figura 6.44.** Perfil de reducción a 1 m del suelo y su evolución con la distancia vertical a la fuente para distintos materiales en pantallas en forma de U invertida y H con las mismas dimensiones.



**Figura 6.45.** Pantalla en U invertida realizada mediante tres placas independientes (a) y mediante una única placa plagada (b).

Como se puede observar, mientras en los materiales conductores (aluminio) los resultados proporcionados por ambas pantallas son prácticamente idénticos, en el caso de los materiales ferromagnéticos (acero) la presencia de un hueco de 3 mm entre las pantallas verticales y la horizontal reduce notablemente la eficiencia de la pantalla en H (curva H 370, 3 mm). Si el hueco se reduce a unos 0.1 mm, es decir, se ponen prácticamente en contacto las placas verticales con la horizontal en la configuración en H, en la figura 6.45a se observa una clara mejoría en la mitigación alcanzada por el acero (curva H 370, 0.1 mm), proporcionando perfiles de reducción muy similares a los alcanzados mediante la pantalla en U invertida de una única chapa. Esto pone de manifiesto la interferencia que introduce dicho hueco en el mecanismo de derivación de flujo, aspecto que no afecta al aluminio al no presentarse este mecanismo de mitigación.

En conclusión se puede decir que, empleando la misma cantidad de material para unas determinadas dimensiones de pantalla, la realización de un perfil de U invertida mediante una única placa o tres independientes proporciona resultados similares, siempre y cuando se reduzca en lo posible la existencia de huecos al emplear materiales ferromagnéticos. Por tanto, es lógico que emplear más material en la realización de una configuración en H mejore notablemente los resultados de la U invertida (figura 6.43).

## 6.6. Resumen y conclusiones del capítulo

A lo largo de este capítulo se han analizado en detalle tres configuraciones de pantallas abiertas (placa horizontal plana, U invertida y H), todas ellas habitualmente empleadas en instalaciones de apantallado de líneas subterráneas, así como en centros de transformación. Para su estudio se han comentado los distintos mecanismos de reducción por los que puede mitigarse el campo magnético en función de las características del material empleado (inducción de corrientes parásitas y derivación del flujo magnético), así como la influencia que distintos parámetros geométricos de la pantalla y la línea tienen sobre la eficiencia de las pantallas. De dicho estudio se concluye que, inicialmente, se obtienen mejores resultados cuando se emplean pantallas abiertas realizadas con materiales conductores, siempre y cuando la pantalla se sitúe de forma paralela al tendido, lográndose la máxima eficiencia al emplear pantallas en forma de H. Asimismo, el incremento de las dimensiones de la pantalla (espesor y longitud), así como la aproximación de la misma a la fuente, mejora notablemente los niveles de reducción del campo.

Por otro lado, se han comprobado, para el caso de pantalla plana y U invertida, las condiciones en las que es más efectivo emplear un determinado tipo de pantalla o material, con objeto de seleccionar la mejor opción para el aprovechamiento del material y alcanzar los requisitos de mitigación deseados. De dicho análisis se desprende que la utilización de pantallas en forma de U invertida con materiales ferromagnéticos puede llegar a presentar mejores reducciones que con materiales conductores, siempre y cuando el perfil de la pantalla tienda a ser cuadrado.

Finalmente, del análisis paramétrico realizado a la pantalla en H, se ha observado que en pantallas de materiales conductores se puede incrementar notablemente la reducción mediante la utilización de placas de mayor longitud. Sin embargo, en el caso de la pantalla horizontal existe un límite a dicha mejoría. De igual forma, se ha comprobado que la ubicación de los tramos verticales respecto a la placa horizontal es de gran importancia, alcanzándose los mejores resultados cuando éstos se encuentran

relativamente centrados con dicha placa. Por otro lado, también se ha comprobado la importante influencia que tiene la presencia de huecos entre las pantallas verticales y horizontales en la eficiencia alcanzada, especialmente en materiales ferromagnéticos.

### Referencias bibliográficas

- [1] Martin A. Plonus, “*Applied Electromagnetics*”, International Student Edition, McGraw-Hill Kogakusha, Ltd., 1978.
- [2] L. Hasselgren and J. Luomi, “*Geometrical aspects of magnetic shielding at extremely low frequencies*”, IEEE Trans. Electromagnetic Compatibility, Vol. 37, No. 3, Aug. 1995.
- [3] J. F. Hoburg, “*A computational methodology and results for quasistatic multilayered magnetic shielding*”, IEEE Trans. on Electromagnetic Compatibility, Vol. 38, No. 1, February 1996.
- [4] R. Conti, F. Donáis, P. Maioli, R. Rendina and E. A. Sena, “*Some Italian experiences in the utilization of HV underground cable systems to solve local problems due to magnetic field and other environmental issues*”, 2006 CIGRÉ conference, paper C4-303.
- [5] O. Bottauscio, M. Chiampi, G. Crotti, A. Manzin, P. Ribaldone and M. Zucca, “*Design of magnetic shield in MV/LV substations by three dimensional modelling and experimental analysis*”, Proceedings of EMC Europe 2002 - International Symposium on Electromagnetic Compatibility, Vol. I, pp. 359-364, Sorrento (Italy), September 2002.
- [6] R. G. Olsen and P. Moreno, “*Some observations about shielding extremely low-frequency magnetic fields by finite width shields*”, IEEE Trans. Electromagnetic Compatibility, Vol. 38, No. 3, Aug. 1996.
- [7] Y. Du, T. C. Cheng and A. S. Farag, “*Principles of power frequency magnetic field shielding with flat sheets in a source of long conductors*”, IEEE Trans. Electromagnetic Compatibility, Vol. 38, No. 3, Aug. 1996.
- [8] M. D’Amore, E. Menghi and M. S. Sarto, “*Shielding techniques of the low-frequency magnetic field from cable power lines*”, IEEE International Symposium on EMC, August 18-22, 2003, boston.
- [9] “*A method for applying a magnetic shielding along an AC power line*”, European patent application EP 1598911 A1.

# Capítulo 7

## Efectos térmicos derivados de la utilización de pantallas abiertas.

### 7.1. Introducción

En el capítulo 6 se analizó el comportamiento de distintos tipos de pantallas abiertas (placa horizontal plana, U invertida y configuración en H) estudiando la influencia de los distintos parámetros geométricos y características del material en la mitigación alcanzada. Para poder llevarlo a cabo fue necesaria la utilización de técnicas numéricas basadas en el método de elementos finitos. Sin embargo, dicho estudio se realizó únicamente considerando la formulación electromagnética del problema, sin estudiar aspectos como la influencia de la pantalla en la temperatura de los conductores de fase. Es por tanto necesario ampliar el modelo electromagnético del sistema completo de pantalla y tendido a fin de poder estudiar la variación de temperatura que tiene lugar en las fases por la presencia de los distintos tipos de pantalla. Para ello se recurrirá nuevamente a aproximaciones numéricas basadas en elementos finitos, debido a la complejidad inherente a este tipo de problemas. Por tanto, en el presente capítulo se completará el estudio anterior incluyendo los efectos térmicos derivados de las pérdidas asociadas a los conductores de fase y de los distintos tipos de pantalla empleadas. Asimismo, se analizará el efecto que tiene cada una de las pantallas consideradas en la capacidad de transporte de la línea (ampacidad).

Para la implementación del modelo térmico se realizarán una serie de hipótesis y simplificaciones iniciales. Por un lado, puesto que los conductores de la línea se supondrán directamente enterrados en el terreno, la transferencia de calor que se presentará en el sistema se producirá únicamente por el mecanismo de conducción. Por tanto, al igual que se realizó en el capítulo 5, el modelo térmico implementado se basará en la resolución de la ley de Fourier (5.7) [1]. Asimismo, se considerará de nuevo la

superficie del terreno como una isoterma a la misma temperatura del terreno (20 °C), tal y como establece la norma UNE 21144 [2]. Como valor de referencia para la resistividad térmica del terreno se tomará  $\rho_s = 1 \text{ K}\cdot\text{m}/\text{W}$ . Al igual que se comentó en el capítulo 5, estos valores de temperatura y resistividad del terreno se considerarán como los peores posibles a la hora de analizar la ampacidad del tendido mitigado. Finalmente, se tendrá en cuenta la dependencia de la resistencia eléctrica de los conductores de fase y de la pantalla con la temperatura mediante la expresión (5.3) [2].

En estas condiciones, se analizarán los efectos térmicos derivados de la instalación de distintos tipos de pantalla en la mitigación de la línea de 132 kV introducida en capítulos anteriores, realizada con conductor de cobre de 630 mm<sup>2</sup> de sección y enterrada a 1.25 m de profundidad con una separación entre fases de 0.25 m. El conductor empleado tiene su aislante de tipo XLPE, por lo que la temperatura máxima admisible por dicho cable es de 90 °C. Asimismo, en las condiciones anteriormente comentadas del terreno, la ampacidad de la línea es de unos 961 A, valor que se tomará como corriente de referencia por el tendido durante el estudio.

En la realización del análisis también se comentará nuevamente la reducción alcanzada en el punto de interés situado a 1 m del suelo (figura 6.2), por lo que se volverán a considerar materiales conductores y ferromagnéticos (tabla 7.1). De éstos últimos se ha incluido únicamente el acero de alta permeabilidad magnética, dado los pobres resultados de eficiencia ofrecidos por la ferrita y el  $\mu$ -metal en este tipo de pantallas. En cuanto a los materiales de alta conductividad eléctrica se han considerado el aluminio y el cobre. Se ha incluido también el cobre dada sus mejores propiedades térmicas (resistividad térmica  $\rho$ ) y eléctricas (conductividad eléctrica  $\sigma$ ) respecto al aluminio.

**Tabla 7.1.** Características de los materiales empleados.

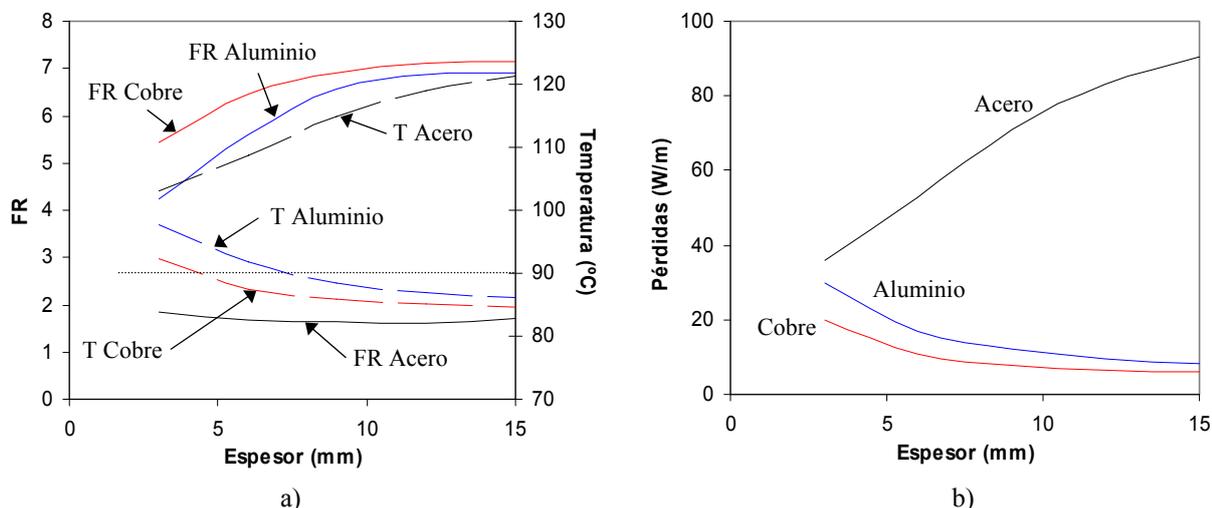
Material	$\sigma$ (S/m)	$\mu_r$ (H/m)	$\rho$ (K·m/W)	$\alpha$ (K <sup>-1</sup> )
Acero	10 <sup>7</sup>	500	0.02	0.005
Aluminio	35·10 <sup>6</sup>	1	0.00625	0.004
Cobre	58·10 <sup>6</sup>	1	0.0025	0.00393

## 7.2. Pantalla horizontal plana

Para comenzar este estudio consideraremos el caso más sencillo de pantalla: pantalla horizontal plana situada encima del tendido (figura 6.4). Como se comprobó en el capítulo anterior, este tipo de pantalla presenta un mejor comportamiento al emplear materiales de alta conductividad eléctrica, como por ejemplo el aluminio. Asimismo, su efectividad puede mejorarse incrementando sus dimensiones (espesor y ancho de pantalla) y reduciendo su separación a la fuente origen del campo. No obstante, en relación a la separación entre pantalla y tendido, es razonable pensar que la proximidad de un elemento metálico en las proximidades del tendido puede introducir efectos de sobrecalentamiento sobre los conductores de fase. Por tanto, parece lógico realizar nuevamente el estudio paramétrico a fin de analizar los efectos que los parámetros geométricos tienen en la temperatura máxima alcanzada por los conductores de fase.

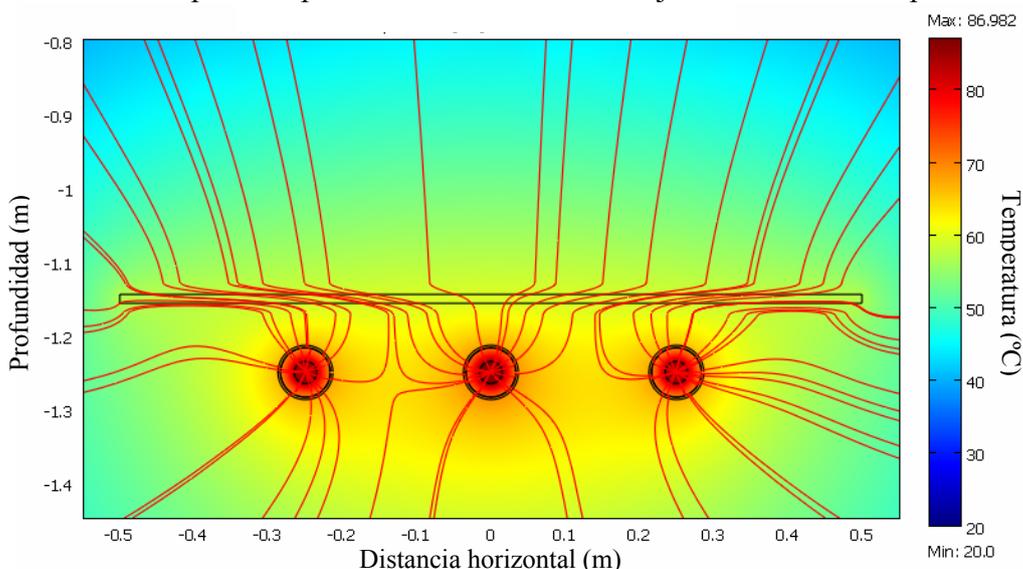
Como se acaba de comentar, la variación del espesor influye de manera importante en el factor de reducción alcanzado con pantallas planas. Asimismo, este parámetro también afecta notablemente a la temperatura de las fases mitigadas. Por ejemplo, en la figura 7.1a se muestra la variación de  $FR$  y de la temperatura máxima alcanzada en el tendido

cuando se instalan pantallas planas de 1 m de ancho y distinto espesor a 100 mm de distancia de la línea. Como se puede observar, excepto para el caso del acero, incrementar el espesor de la pantalla no solo permite mejorar la eficiencia, sino también reducir la temperatura máxima alcanzada por los conductores de fase, hasta el punto de incluso refrigerarlos por debajo de la temperatura que tenían inicialmente antes de la instalación de la pantalla (89.8 °C).



**Figura 7.1.** Evolución con el espesor de pantalla de (a) factor de reducción y la temperatura máxima en las fases y (b) las pérdidas en pantallas de 1 m de ancho situadas a 100 mm del tendido.

Este comportamiento se debe fundamentalmente a dos efectos. Por un lado, al incrementar el espesor de la pantalla se aumenta la sección neta por la que circulan las corrientes inducidas, disminuyendo de manera importante las pérdidas inducidas en la misma (figura 7.1b), siempre y cuando el espesor se mantenga por debajo de la profundidad de penetración de las corrientes inducidas en el material ( $\delta$ ), tal y como se comentó en el capítulo 6. Por otro lado, la baja resistividad térmica de los materiales metálicos ayuda a la evacuación del calor generado en el tendido y la pantalla, como se aprecia en la figura 7.2, donde se observa cómo las líneas de flujo de calor tienden a introducirse en la pantalla para alcanzar zonas más alejadas de menor temperatura.



**Figura 7.2.** Campo de temperatura y líneas de flujo de calor para una pantalla de aluminio de 12 mm de espesor y 1 m de ancho situada a 100 mm del tendido (Comsol).

Por el contrario, el acero presenta un comportamiento totalmente opuesto, ya que a medida que se incrementa el espesor de pantalla aumentan las pérdidas (figura 7.1b) y, por consiguiente, la temperatura de las fases (figura 7.1a), mientras la reducción apenas sufre variaciones importantes. Esto se debe a la presencia de varios fenómenos derivados de las características conductoras y ferromagnéticas del acero:

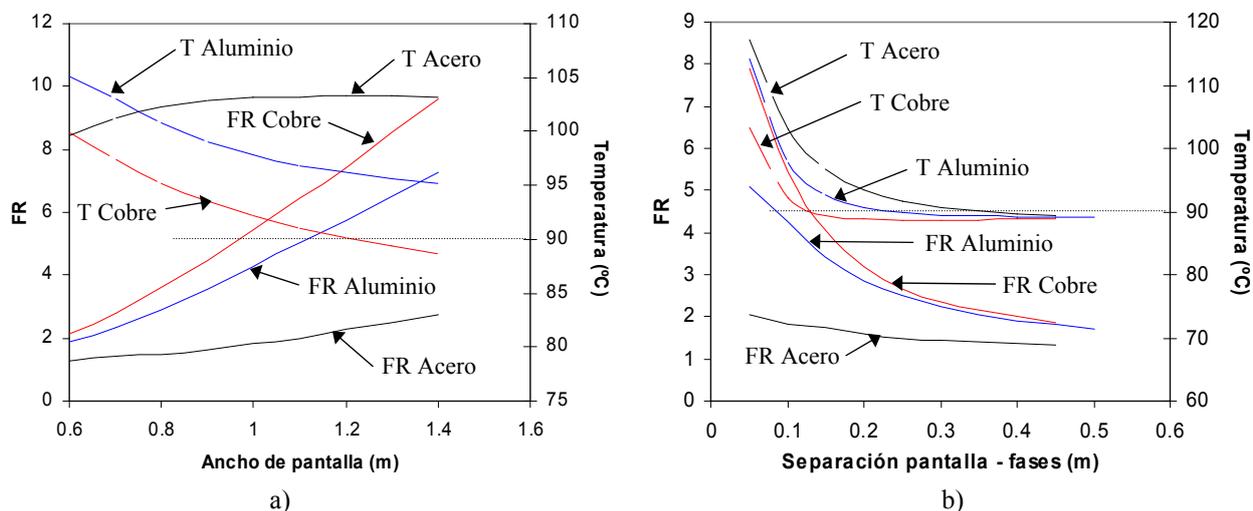
- Por un lado, tal y como se comentó en el capítulo 6, las corrientes inducidas que mitigan el campo circulan en un pequeño espesor  $\delta$  de 1 mm en la cara inferior de la pantalla (figura 6.8). En pantallas con un espesor superior a dicho valor el nivel de corrientes inducidas que mitigan el campo se mantiene aproximadamente constante, al venir impuestas por el campo inductor de la línea y mantenerse limitadas a ese pequeño espesor de 1 mm, lo que provoca que el nivel de mitigación sea prácticamente independiente del espesor de material empleado (figura 7.1a). Esta independencia de la densidad de corriente mitigante inducida y de la sección neta por la que circula hace que las pérdidas asociadas se mantengan aproximadamente constante con el espesor de la pantalla. Es decir, el calor generado en la pantalla por el mecanismo de mitigación basado en corrientes inducidas se mantiene constante con el espesor, al contrario de lo que ocurre con el cobre y el aluminio.
- Por otro lado, al tratarse de un material con cierta permeabilidad magnética, el flujo magnético generado por la línea tiende a circular por el interior de la pantalla, siendo este fenómeno más acusado cuanto mayor es el espesor empleado. En estas circunstancias se inducen nuevas corrientes que circulan por el interior del material y que no tienen un efecto mitigador, pero sí incrementan el calor generado en la pantalla. Asimismo, por las características magnéticas del acero aparecen fenómenos de histéresis, lo que añade nuevos términos de pérdidas en el material.

En consecuencia, la presencia de estos comportamientos que incrementan el calor generado en la pantalla, junto con la menor capacidad del acero para evacuarlo en comparación con el cobre y el aluminio, provocan la importante subida de temperatura en las fases que se muestra en la figura 7.1a. Esto descarta prácticamente el uso del acero en este tipo de pantallas.

En cualquier caso, de la figura 7.1a también se desprende que, para pantallas de 1 m de ancho situadas a 100 mm del tendido, es necesario emplear planchas de aluminio de más de 7 mm de espesor, ya que con menores espesores se eleva la temperatura máxima de las fases por encima del límite térmico de su aislamiento (90 °C). Por el contrario, el cobre permite emplear pantallas con menor espesor, dada su mejor conductividad eléctrica y resistividad térmica, permitiendo utilizar planchas de un espesor mínimo de 4 mm. Para ambos casos se lograrían reducciones del orden de 6.

Por otro lado, también se observó en el capítulo 6 la importante influencia del ancho de la pantalla en el grado de mitigación alcanzado. En este sentido, la figura 7.3a muestra su influencia sobre el factor de reducción y la temperatura máxima de las fases cuando se emplean pantallas de 3 mm de espesor situadas a 100 mm del tendido. Como se puede observar, existen comportamientos similares a los observados en la figura 7.1a, donde la utilización de mayor cantidad de material de alta conductividad eléctrica tiende a reducir de forma notable la temperatura máxima del tendido, mientras el acero continúa elevando dicha temperatura, aunque de modo menos acusado. En ambos casos este comportamiento se debe a los mecanismos comentados anteriormente en relación al

espesor. No obstante, para la configuración tomada como referencia para la realización de dicha figura, queda claro que la opción del aluminio tampoco sería válida, ya que al emplear un espesor de 3 mm a tan reducida distancia de las fases la temperatura de la línea se mantiene siempre muy por encima de los 90 °C, independientemente del ancho de pantalla utilizado. Sin embargo, sí podría instalarse en esa misma ubicación una pantalla de 3 mm de cobre de 1.2 m de ancho, ya que mantendría la temperatura máxima de las fases en torno a los 90 °C y produciría un factor de reducción del orden de 7. En cualquier caso, esto vendría limitado por las dimensiones de la zanja.

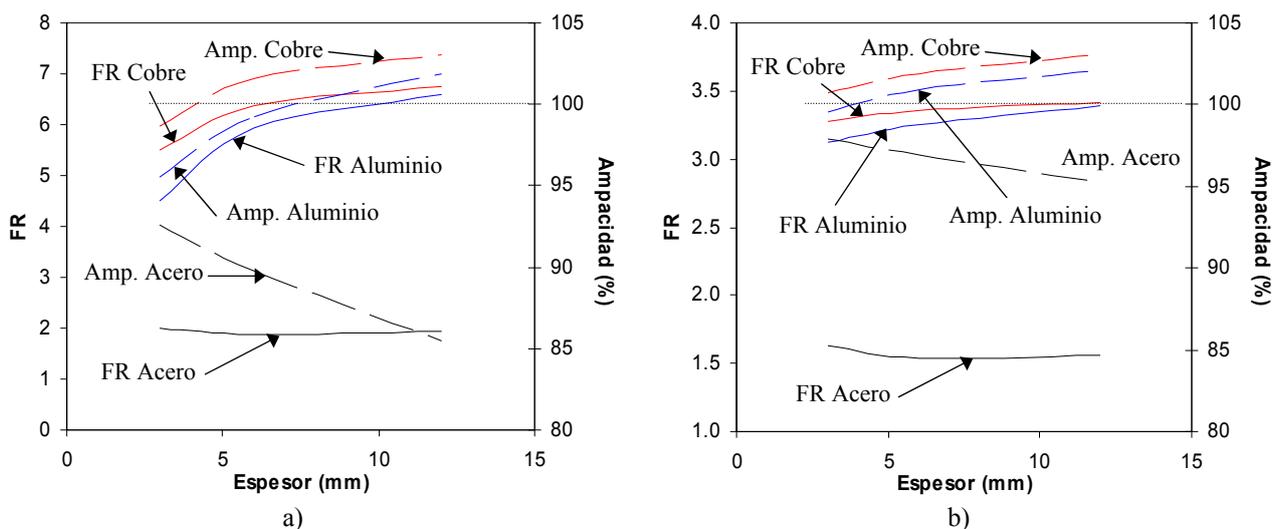


**Figura 7.3.** Evolución con el ancho de la pantalla (a) y con la separación entre pantalla y fases (b) del factor de reducción y la temperatura máxima en las fases para pantallas de 3 mm de espesor.

De lo observado hasta el momento, se deduce que es posible sobrecalentar el tendido si no se emplean las dimensiones adecuadas en la pantalla. Sin embargo, las dimensiones adecuadas pueden depender directamente de la separación existente entre fases y pantalla, por lo que es necesario realizar un análisis de la influencia de dicho parámetro en la temperatura de los conductores para unas dimensiones dadas. Esto puede observarse en la figura 7.3b para el caso de una pantalla de 3 mm de espesor y 1 m de ancho. Como se puede apreciar, incrementar la separación pantalla-fuente permite reducir la temperatura máxima alcanzada por los conductores del tendido. Sin embargo, esto reduce drásticamente la eficiencia proporcionada por la pantalla. Además, esto depende a su vez del material considerado, ya que mientras con el acero la configuración de pantalla considerada debería ser instalada a unos 40 cm del tendido, con el aluminio esa distancia podría reducirse a unos 25 cm, aunque en ambos casos la mitigación quedaría reducida a valores inferiores a 3. Por el contrario, el cobre permitiría reducir dicha distancia a tan solo 15 cm, proporcionando una reducción en torno a 4.5.

Todo esto pone de manifiesto la íntima relación existente entre el tipo de material y las dimensiones y ubicación de la pantalla a emplear para maximizar la mitigación sin sobrecalentar el tendido. Esto hace que el proceso de diseño de una pantalla no sea algo trivial. Es necesario realizar un profundo análisis que permita determinar la opción más adecuada a cada caso, estudiando la influencia de los parámetros anteriormente mencionados sobre la ampacidad de la línea. En este sentido, dado que las dimensiones de la zanja suele ser un dato impuesto en este tipo de problemas, se puede suponer que la pantalla debe tener una anchura máxima de 1 m, lo que eliminaría uno de los parámetros de estudio. De esta manera, sólo quedaría analizar la influencia del espesor y

la proximidad de la pantalla a la fuente para los distintos tipos de materiales considerados (tabla 7.1). Esto puede observarse en la figura 7.4, donde se representa la influencia del espesor en la capacidad de transporte de la línea (en % respecto a la ampacidad inicial de 961 A) para pantallas situadas a 100 mm (figura 7.4a) y 200 mm (figura 7.4b) del tendido, así como el valor alcanzado de *FR* cuando por la línea circula el nuevo valor de ampacidad determinado. De la observación de ambas figuras se desprende que la opción de alejar la pantalla del tendido a 200 mm reduce los efectos sobre la ampacidad de la línea, permitiendo la circulación de corrientes más elevadas, siendo más apreciable este comportamiento en el caso del acero. Sin embargo esta opción no parece razonable, ya que los niveles de mitigación alcanzados son reducidos independientemente del espesor de acero empleado, por lo que es más recomendable instalar pantallas más cercanas al tendido. En este sentido la figura 7.4a muestra que, para una separación de 100 mm de la fuente, es necesario emplear pantallas de aluminio de más de 7 mm de espesor para evitar reducir la ampacidad de la línea, mientras que al emplear cobre sólo es necesario emplear espesores mayores de 4 mm. Para dichos valores ambos materiales proporcionan factores de reducción del orden de 6. La figura también muestra cómo, para espesores más elevados, es posible incluso incrementar ligeramente la ampacidad de la línea, ya que la pantalla actúa como radiador que evacúa el calor reduciendo la temperatura de los cables. Por el contrario, la utilización del acero parece descartada, ya que proporciona unos niveles de mitigación muy reducidos disminuyendo la ampacidad de la línea entre un 5 % y 15 %.



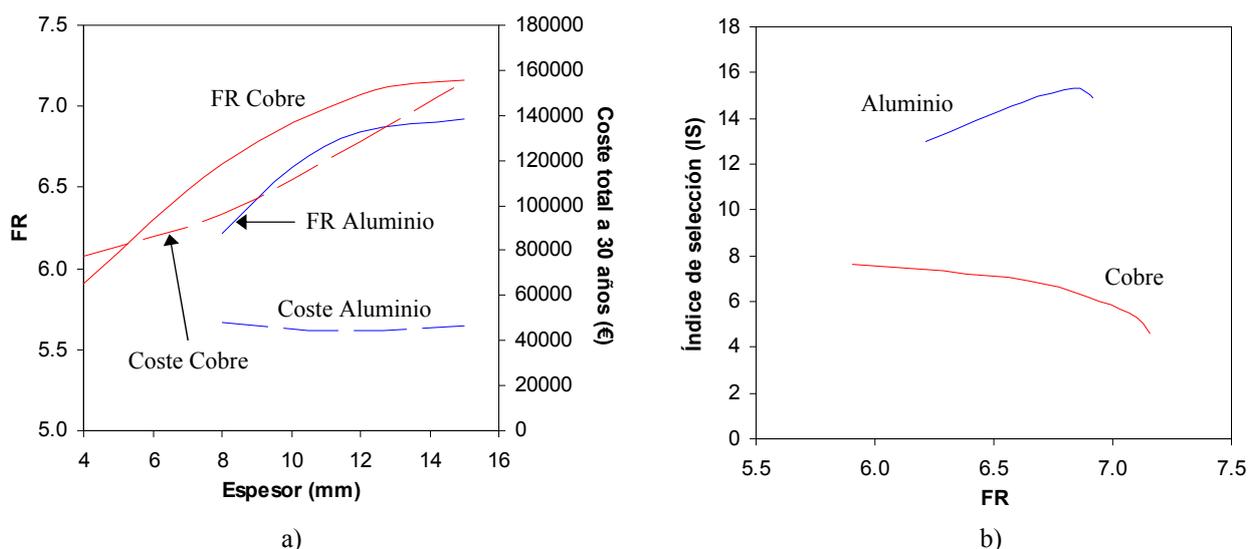
**Figura 7.4.** Evolución con el espesor de pantalla del factor de reducción y la ampacidad de la línea para una separación entre pantalla y fuente de (a) 100 mm y (b) 200 mm.

Dado que con el aluminio y el cobre es posible alcanzar niveles de mitigación similares, sería conveniente tener en cuenta los requisitos de mitigación necesarios en el lugar de emplazamiento, así como realizar un estudio económico que permita establecer el tipo de material y su espesor para obtener la mayor efectividad posible al menor coste. En este sentido, para el caso en que la línea realmente vaya a trabajar a su máxima capacidad transportando los 961 A de su ampacidad, la figura 7.5a representa el coste total derivado de la instalación de pantallas de cobre y aluminio de distinto espesor a lo largo de 100 m del trazado de dicha línea, donde se incluyen el coste de los materiales y el coste de operación durante un periodo de 30 años, consecuencia de las pérdidas inducidas en las pantallas (precio de la energía a 0.1 €/kWh). En dicha figura se ha tomado un rango de espesores para el cobre y el aluminio en el que la ampacidad de la línea no se ve reducida (figura 7.4a). Como se puede observar, aunque ambos materiales

proporcionan niveles de mitigación muy similares, la evolución del coste total en cada material es muy diferente. Mientras que en el caso del cobre el coste a 30 años tiene una tendencia creciente, en el caso del aluminio éste se mantiene aproximadamente constante para el rango de espesores empleados (tabla 7.2). Esto se debe fundamentalmente a que en el cobre el término del coste del material tiene un gran peso sobre el coste total a 30 años. Por el contrario, en el caso del aluminio, aún teniendo mayores pérdidas que el cobre cuando se emplea un mismo espesor, el menor precio de la materia prima tiene un peso bastante más reducido en el coste final. Esto puede verse en la tabla 7.2 para los casos de pantallas de 8 mm de cobre y 15 mm de aluminio. En estos casos, el coste anual debido a las pérdidas es muy similar. Sin embargo, el mayor coste del cobre (un 200 % mayor que el aluminio) provoca que el 77 % del coste final a 30 años se deba al valor de la materia prima, mientras que en el aluminio el peso de éste término se reduce al 52 %. Esto tiene como consecuencia que el coste total de la pantalla de cobre sea un 107 % mayor que la pantalla de aluminio.

**Tabla 7.2.** Costes, pérdidas, factor de reducción y relación “efectividad-coste” (*IS*) para pantallas de cobre y aluminio de 1 m de ancho y distinto espesor, situadas a 100 mm del tendido a lo largo de 100 m.

Cobre						
Espesor (mm)	Coste material (€) <sup>1</sup>	Pérdidas (W)	Coste pérdidas anuales (€)	Coste total a 30 años (€)	FR	IS
4	37066.67	1548.62	1356.59	77764.40	5.91	7.6
8	74133.33	836.45	732.73	96115.24	6.64	6.91
12	111200	642.32	562.67	128080.17	7.07	5.52
15	139000	613.33	537.28	155118.31	7.16	4.62
Aluminio						
Espesor (mm)	Coste material (€) <sup>1</sup>	Pérdidas (W)	Coste pérdidas anuales (€)	Coste total a 30 años (€)	FR	IS
8	12933.33	1326.61	1162.11	47796.64	6.21	13
10	16166.67	1100.11	963.70	45077.56	6.62	14.68
12	19400	958.74	839.86	44595.69	6.84	15.33
15	24250	842.56	738.08	46392.48	6.92	14.92



**Figura 7.5.** Evolución con el espesor de pantalla del factor de reducción y el coste total a 30 años (a) y relación entre el factor de reducción y el índice de selección *IS* (b) para pantallas de 1 m de ancho situadas a 100 mm del tendido (longitud de 100 m).

<sup>1</sup> Precio de referencia de una plancha de 1 x 2 m y 3 mm de espesor: Cobre 556 € y aluminio 97 €.

Con estos datos, parece evidente que el aluminio puede proporcionar los mismos niveles de mitigación del cobre a un coste más reducido, aunque para ello sea necesario emplear un mayor espesor de pantalla. Esto supone incrementar la inversión inicial al tener que instalar una mayor cantidad de material, pero la utilización de un mayor espesor reduce también los costes por las pérdidas inducidas, haciendo que el balance global de costes a un plazo de 30 años sea económicamente aceptable. Todo esto puede verse gráficamente en la figura 7.5b, donde se representa el índice de selección  $IS$  frente al factor de reducción  $FR$ . De esta forma se ve a primera vista la relación “eficiencia-coste” que conlleva alcanzar un determinado nivel de mitigación. Para el caso que nos ocupa, la conclusión es clara: en el rango considerado de espesores de pantalla existen pantallas de aluminio que proporcionan la misma mitigación que pantallas de cobre de distinto espesor, pero con una mejor relación “calidad-precio”, corroborando lo comentado hasta ahora.

Por tanto, dado que el tipo de material a seleccionar para la configuración analizada está claro, sólo queda determinar el espesor de pantalla necesario, lo cual vendrá determinado por los requerimientos de mitigación solicitados en el lugar de emplazamiento de la pantalla. Por ejemplo, si se requiere una mitigación del orden de 6.5, la figura 7.5b nos indica que es más rentable realizarlo con aluminio por tener un mayor valor de  $IS$ . En cambio, mediante la figura 7.5a se puede determinar el espesor necesario para alcanzar tal nivel de mitigación. En este caso valdría con emplear una pantalla de aluminio de unos 10 mm de espesor.

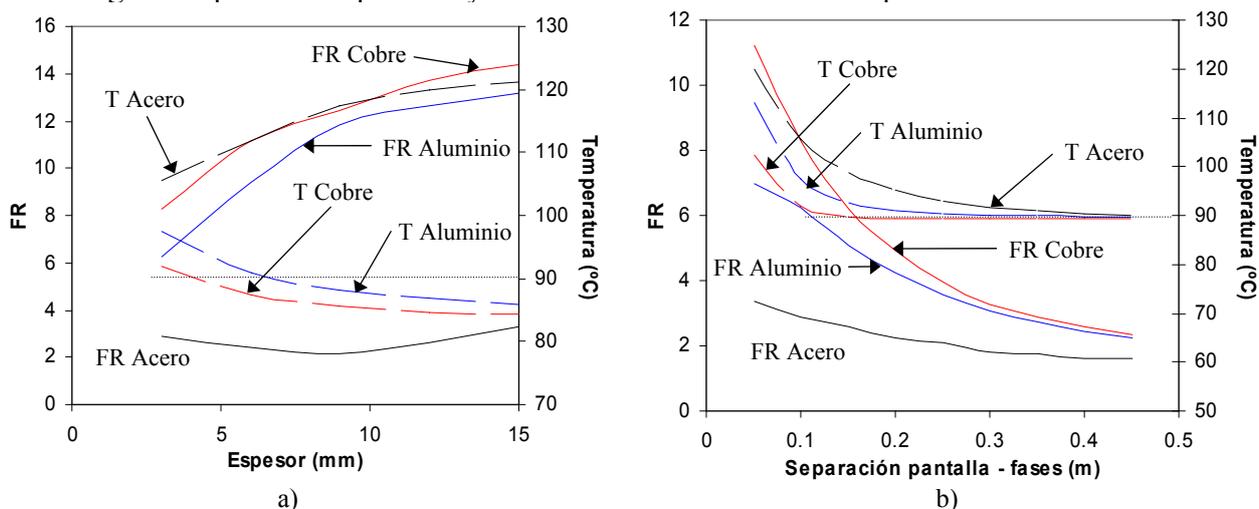
En cualquier caso, estos resultados dependen directamente de la situación y dimensiones de la pantalla analizada, así como por las condiciones del terreno y la configuración del tendido, por lo que pueden existir otras situaciones en las que resulte más conveniente emplear pantallas de cobre en lugar de aluminio.

### 7.3. Pantallas en U invertida

En el caso de pantallas en forma de U invertida, la mitigación alcanzada podía mejorar los niveles proporcionados por las pantallas planas. Sin embargo, el análisis paramétrico era más complejo por el número de parámetros que afectan a la mitigación (espesor y ancho de la pantalla, separación de la fuente y altura de los tramos verticales). No obstante, en el capítulo anterior se pudo observar cómo, en general, las mejores prestaciones eran aportadas por materiales de alta conductividad eléctrica, siendo aplicables muchas de las conclusiones obtenidas en el caso de pantallas planas. En cualquier caso, todos estos parámetros también tienen una influencia sobre la temperatura máxima alcanzada en los conductores del tendido, por lo que es necesario volver a realizar el análisis paramétrico teniendo en cuenta los efectos térmicos correspondientes. Para ello se partirá de una configuración de pantalla como la mostrada en la figura 6.19, aplicada a la línea de 132 kV comentada en el apartado 7.1.

En la figura 7.6a se puede apreciar la evolución de  $FR$  y la temperatura máxima alcanzada en las fases en función del espesor, considerando pantallas de distintos materiales de 1 m de ancho, situadas a 100 mm del tendido y con una altura de los tramos verticales de 150 mm. Como se puede observar, el comportamiento es muy similar al mostrado en el caso de pantallas planas (figura 7.1a), a excepción de los niveles de mitigación alcanzados. Mientras los materiales conductores mejoran la eficiencia y sobrecalientan menos las fases con el espesor, el acero se comporta de

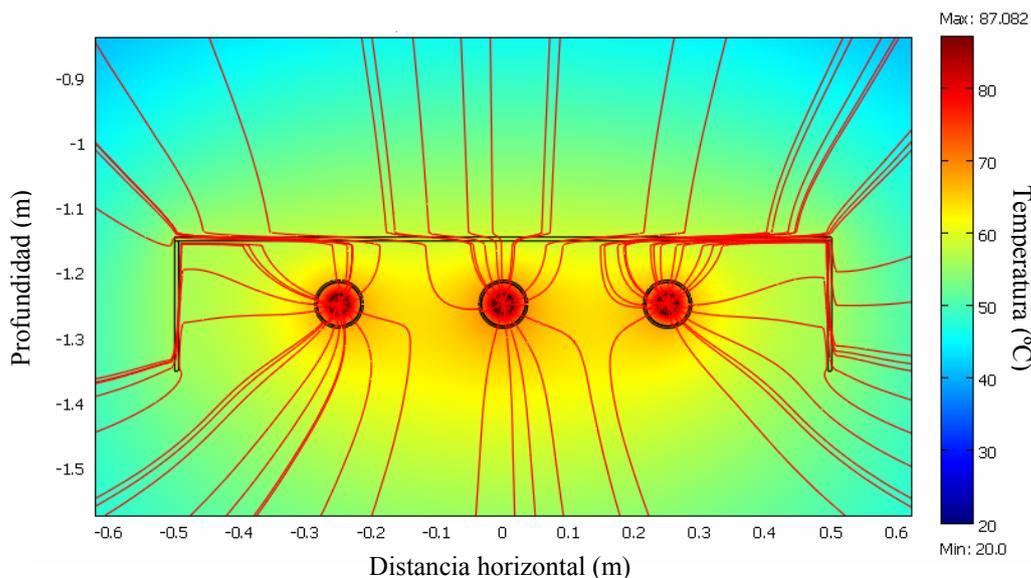
manera opuesta, produciéndose incluso una disminución de la mitigación para un cierto rango de espesores de pantalla y sobrecalentando de manera importante las fases.



**Figura 7.6.** Evolución del factor de reducción y la temperatura máxima de las fases en función de (a) el espesor y (b) la separación pantalla-fases (ancho de pantalla 1 m).

De igual forma, tal y como se puede observar en la figura 7.6b para el caso de pantallas de 3 mm de espesor, el comportamiento de este tipo de pantallas frente a la separación a las fases es muy similar al presentado en pantallas planas (figura 7.3b). De ella destaca la disminución que sufren tanto la mitigación como la temperatura máxima de las fases al separar la pantalla del tendido.

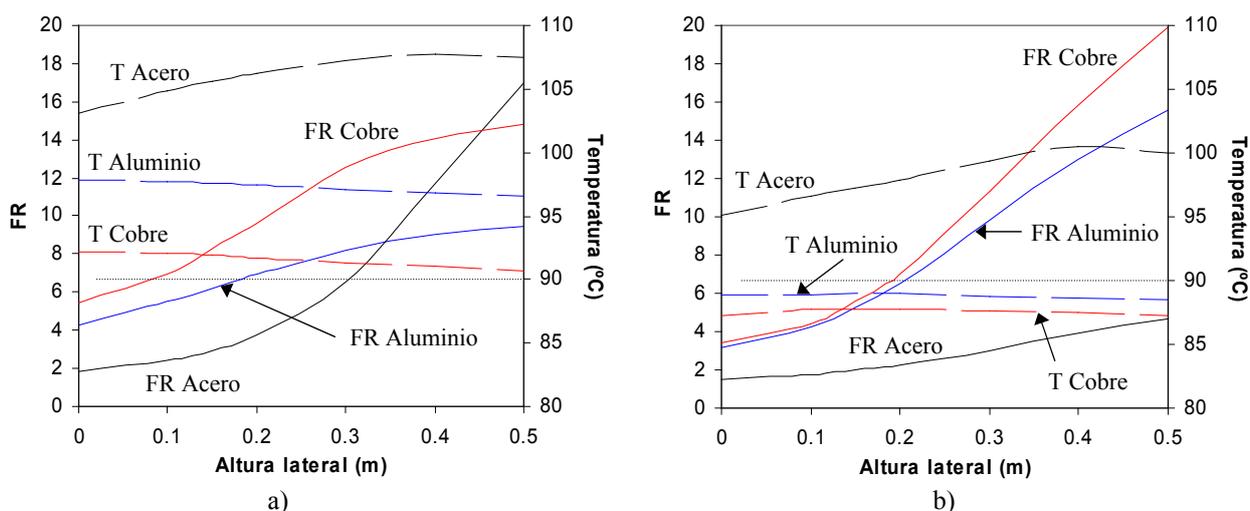
Estos comportamientos se deben a las características térmicas y eléctricas de los materiales empleados, tal y como se comentó en el apartado anterior, ya que determinan el nivel de pérdidas inducidas en la pantalla, así como la cantidad de calor evacuado al actuar ésta como radiador (figura 7.7). Esto también hace que la influencia del ancho de la pantalla sobre *FR* y la temperatura sea muy similar a la mostrada en la figura 7.3a para el caso de pantalla plana.



**Figura 7.7.** Campo de temperatura y líneas de flujo de calor para una pantalla en U de cobre de 6 mm de espesor, 1 m de ancho y 200 mm de alto situada a 100 mm del tendido (Comsol).

De lo comentado hasta ahora, es evidente que para no sobrecalentar en exceso las fases es necesario emplear la mayor cantidad posible de material de alta conductividad eléctrica, así como mantener cierta distancia entre la placa horizontal y el tendido, aunque esto último reduce de manera importante la eficiencia de la pantalla. No obstante, esta reducción puede contrarrestarse incrementando de manera adecuada las dimensiones del resto de parámetros, por lo que debería encontrarse un punto de equilibrio en función de los requerimientos de mitigación en el lugar de emplazamiento.

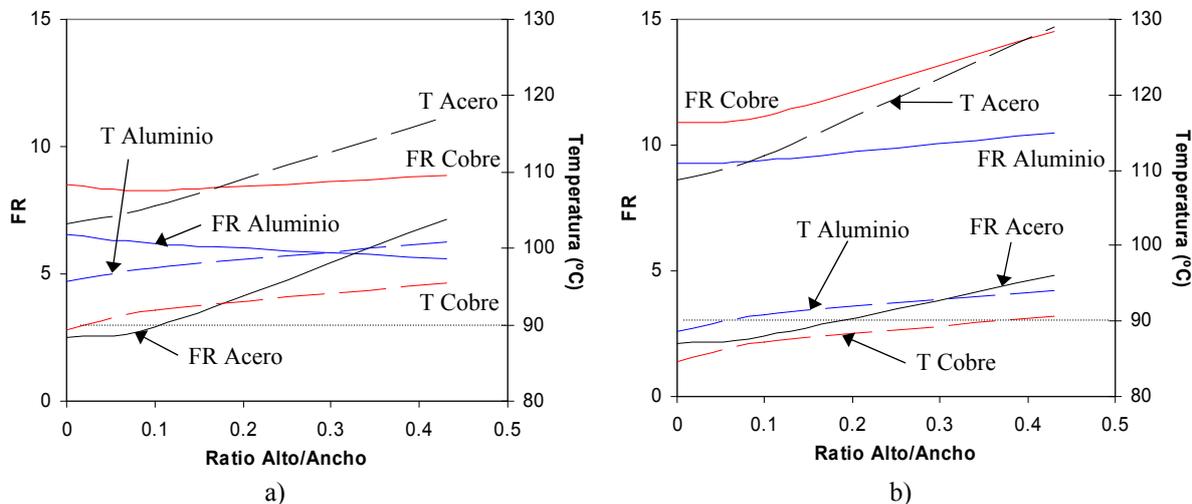
No obstante, en pantallas en forma de U invertida, la altura de los tramos verticales juega un importante papel en la mitigación, por lo que también tendrá sus efectos en el campo de temperaturas. Esto puede observarse en la figura 7.7, en la que se aprecia cómo las líneas de flujo de calor tienden a circular por el interior de la pantalla hacia zonas de menor temperatura. En este caso, dependiendo de las dimensiones de la pantalla, los tramos verticales pueden alcanzar zonas bastante más frías incrementando la evacuación de calor. Sin embargo, las fases también quedan más encerradas, por lo que con las dimensiones incorrectas puede sobrecalentarse fácilmente la línea. Por ello es interesante realizar un análisis de la influencia de la altura lateral de este tipo de pantallas. Esto puede verse en la figura 7.8, donde se representa la evolución de *FR* y la temperatura máxima en las fases en función de dicho parámetro para dos casos concretos de pantallas de 1 m de ancho: pantallas de 3 mm de espesor situadas a 100 mm del tendido (figura 7.8a) y pantallas de 6 mm de espesor situadas a 200 mm del tendido (figura 7.8b). En ambas figuras se comprueba cómo la altura lateral mejora la eficiencia de la pantalla, independientemente del tipo de material, mientras el nivel de sobrecalentamiento de las fases también se reduce levemente en el caso de materiales conductores. Sin embargo, en el caso de la figura 7.8a, el reducido espesor de 3 mm hace inviable la utilización de cualquiera de los materiales, al elevar la temperatura de las fases por encima de los 90°C, independientemente de la altura lateral de la pantalla. Por el contrario, para un mayor espesor y separación de la pantalla (figura 7.8b) se observa cómo sí es posible emplear distintas soluciones basadas en cobre o aluminio sin elevar la temperatura de las fases por encima de su límite térmico, alcanzándose niveles de mitigación similares, o incluso mayores, a los proporcionados por la configuración de mayor proximidad de la figura 7.8a.



**Figura 7.8.** Evolución del factor de reducción y la temperatura máxima de las fases en función de la altura lateral de la pantalla para dos casos: (a) espesor de 3 mm y separación al tendido de 100 mm y (b) espesor de 6 mm y separación al tendido de 200 mm (ancho de pantalla 1 m).

De todo esto se desprende que, para limitar el sobrecalentamiento de la línea, es necesario emplear una correcta combinación entre los valores del espesor de la pantalla, la longitud de sus tramos verticales y la separación de ésta a las fases. En materiales conductores esto se traduce en incrementar, de una u otra forma, la cantidad de material empleado. Sin embargo, esto no es posible en el caso del acero, ya que cualquier acción para reducir la temperatura en las fases merma notablemente su eficiencia.

Asimismo, en la figura 7.8a también se observa que el acero puede mejorar el rendimiento del aluminio para ciertas dimensiones de la pantalla, mientras que al incrementar el espesor y la separación (figura 7.8b) la eficiencia de este material cae de manera importante, principalmente por el efecto negativo que tiene el espesor (figura 7.6a). Este comportamiento se analizó en el apartado 6.4.2, donde se observó que, para una misma cantidad de material y empleando pantallas en forma de U invertida más cerradas y cuadradas, los materiales ferromagnéticos podían tener una mayor eficiencia que los materiales conductores (figura 6.29). Por ello, es interesante analizar la influencia que tiene sobre la temperatura del tendido la utilización de una misma cantidad de material para realizar distintas configuraciones de pantalla. Para el caso de una longitud total de 1300 mm de placa, se podían realizar las configuraciones de la figura 6.30, pasando de una placa horizontal a dos perfiles distintos en forma de U (de 150 mm y 300 mm de altura lateral). A cada uno de estos casos le corresponde un determinado valor del factor de forma definido en (6.18), donde 0 se corresponde con una pantalla plana y 1 con un pantalla en U invertida cuadrada. Con esto, la figura 7.9 representa la evolución de la temperatura máxima de las fases y de  $FR$  en función de dicho factor de forma, para los casos en los que la pantalla se instala a 100 mm del tendido empleando 3 mm (figura 7.9a) y 6 mm (figura 7.9b) de espesor de placa.

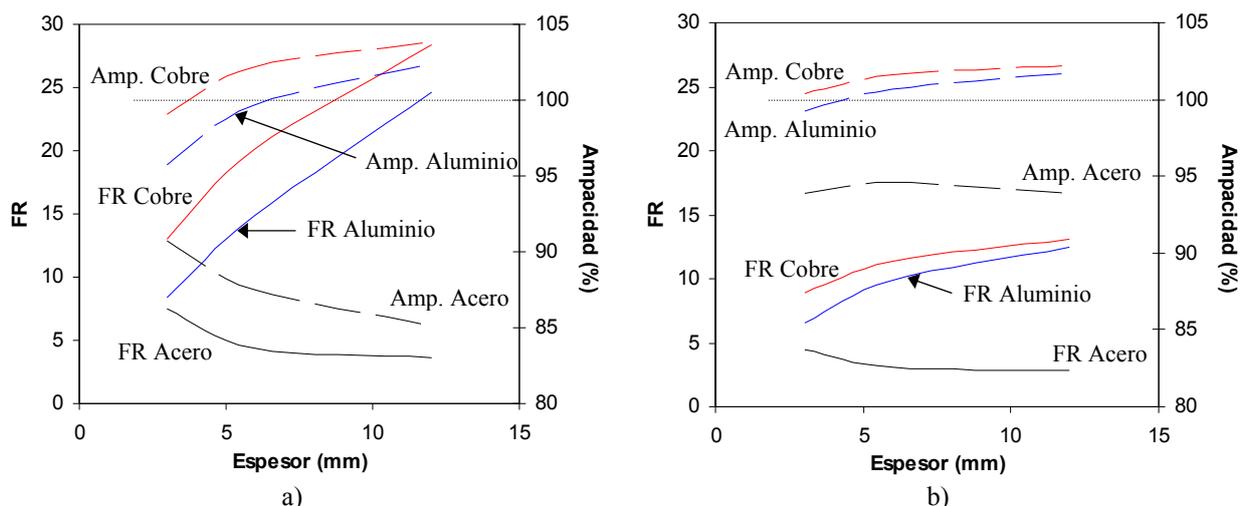


**Figura 7.9.** Evolución del factor de reducción y la temperatura máxima de las fases en función del factor de forma "Alto/Ancho" para dos casos: (a) espesor de 3 mm y (b) espesor de 6 mm, para una separación al tendido de 100 mm y un ancho de pantalla de 1 m.

Como se puede observar en ambas figuras, a medida que se cierra más la pantalla (mayor factor de forma) la temperatura de las fases se eleva, mientras la reducción evoluciona de manera diferente dependiendo del material y su espesor. Mientras que para espesores de 3 mm el acero experimenta tal evolución que llega incluso a mejorar las prestaciones del aluminio, al emplear un mayor espesor son los materiales conductores los que destacan notablemente. Además, tal y como se dedujo anteriormente, se observa cómo es posible limitar el sobrecalentamiento de las fases mediante la utilización de un mayor espesor (6 mm) en los casos del cobre y el

aluminio. Esto no ocurre con el acero, ya que su utilización afecta de manera importante a la temperatura de la línea en ambos casos. Por tanto, aún existiendo posibilidades en las que el acero presenta niveles de eficiencia interesantes, su impacto sobre el tendido sigue siendo bastante mayor que el producido por el aluminio y el cobre.

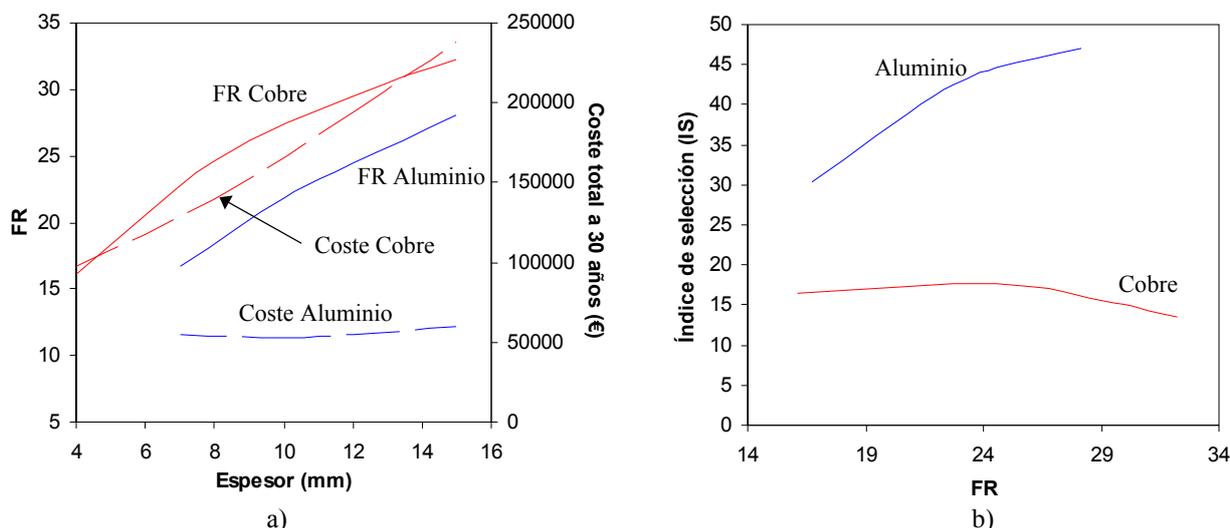
En consecuencia, la selección de las características óptimas de este tipo de pantallas se hace más complicada que en el caso de pantalla planas, más aún cuando se pretende reducir en lo posible los efectos adversos sobre la ampacidad de la línea. En este sentido, lo más razonable puede ser fijar el mayor número de parámetros posible para estudiar la influencia sobre la capacidad de transporte de la línea en función de la menor cantidad de variables posibles. Por ejemplo, el ancho de la zanja limitará la anchura máxima de la pantalla (en nuestro caso a 1 m). Asimismo, dado que lo mejor es aproximar la pantalla al tendido lo máximo posible, la altura de los tramos verticales puede verse limitada en función de la profundidad máxima de la zanja. En base a lo observado anteriormente, una altura de unos 300 mm en los tramos laterales puede ser razonable para alcanzar niveles de mitigación importantes. Por tanto, fijados estos dos parámetros, sólo es necesario analizar los efectos sobre la ampacidad en función del espesor y de la separación de la fuente para los materiales considerados. Esto es lo que se representa en la figura 7.10, para el caso de pantallas instaladas a 100 mm (figura 7.10a) y 200 mm (figura 7.10b) del tendido. De la observación de ambas figuras se desprende que el aumento de la separación disminuye el impacto sobre la ampacidad de la línea, lo que se aprecia de manera más acusada en el caso del acero. Por el contrario, la mitigación alcanzada sufre una importante reducción, principalmente en los casos del cobre y el aluminio, aunque se mantienen en un rango de valores todavía razonable. En cualquier caso, si por el tendido circula habitualmente una corriente igual a su ampacidad (961 A), no habría problemas en instalar pantallas de casi cualquier espesor de cobre o aluminio situadas a 200 mm de las fases (figura 7.10b), ya que a esta distancia las pantallas tienden más a refrigerar el tendido que a sobrecalentarlo. Por el contrario, para no reducir la ampacidad del tendido al instalar pantallas situadas a 100 mm, es necesario utilizar cobre de más de 4 mm o aluminio de más de 7 mm de espesor (figura 7.10a).



**Figura 7.10.** Evolución del factor de reducción y la ampacidad de la línea en función del espesor, con una separación al tendido de (a) 100 mm y (b) 200 mm, con pantallas de 1 m de ancho y 300 mm de alto.

En cualquier caso, el acero parece quedar descartado nuevamente por los reducidos niveles de mitigación que proporciona, así como su mayor efecto sobre la ampacidad de la línea. No obstante, la elección final vendrá determinada por los requerimientos de

mitigación necesarios en el lugar de instalación, lo que inclinaría la balanza a instalar la pantalla a una u otra distancia del tendido, ya que mientras con una separación de 100 mm es posible alcanzar reducciones superiores a 15 (con aluminio o cobre), a 200 mm sólo se alcanzan mitigaciones del orden de 10. Por ejemplo, si se requiere una mitigación mínima de 20, la primera opción sería la más recomendable. En este caso, para seleccionar el tipo de material y espesor a emplear es necesario analizar también el coste que conlleva cada una de las posibles soluciones, ya que se pueden lograr niveles similares de mitigación con distintos espesores de cobre y aluminio. En este sentido, si consideramos que la corriente habitual por la línea es de 961 A (ampacidad de la línea sin presencia de pantallas), la figura 7.11a muestra la variación del coste total a 30 años en función del espesor cuando se apantallan 100 m de tendido, empleando para ello pantallas de cobre y aluminio situadas a 100 mm del eje de las fases. En dicha figura se ha empleado el rango de espesores en el que ambos materiales no reducen la ampacidad de la línea para la configuración de pantalla empleada (figura 7.10a). Como se puede observar, la evolución es muy similar al ofrecido en pantallas planas (figura 7.5), donde el coste del cobre crece con el espesor de la pantalla, mientras el coste del aluminio es mucho más reducido y se mantiene prácticamente constante con el espesor de pantalla empleado (tabla 7.3).



**Figura 7.11.** Variación con el espesor de pantalla del factor de reducción y el coste total a 30 años (a) y relación entre el índice de selección  $IS$  y el factor de reducción alcanzado (b) para pantallas de 1 m de ancho y 300 mm de alto situadas a 100 mm del tendido (longitud de 100 m).

En este caso, para la ubicación y dimensiones de pantalla que se han tenido en cuenta, existen mayores diferencias en la mitigación proporcionada por cada material en comparación a lo que ocurría en el caso de pantallas planas. Por ello, en estas circunstancias es más esclarecedora la figura 7.11b, donde se muestra la relación “eficiencia-coste” asociada a la consecución de un cierto nivel de mitigación. De ella se concluye nuevamente que la mejor opción es la utilización de pantallas de aluminio, ya que la curva “eficiencia-coste” de este material queda claramente por encima de la curva del cobre. Esto se debe a que, aún teniendo un mayor coste anual en pérdidas, el coste total a largo plazo del aluminio es mucho más reducido al ser más barata la materia prima. Por tanto, al igual que en el caso de pantallas planas, sólo queda determinar el espesor necesario de aluminio para proporcionar los niveles de mitigación requeridos en el lugar de instalación de la pantalla. En este sentido, si por ejemplo se requiere una mitigación mínima de 24, podría emplearse una pantalla de aluminio de 12

mm de espesor, cuyo coste a largo plazo sería un 153 % menor que el de la pantalla de cobre correspondiente (8 mm en la tabla 7.3).

**Tabla 7.3.** Costes, pérdidas, factor de reducción y relación “efectividad-coste” (*IS*) para pantallas de cobre y aluminio en forma de U de 1 m de ancho y 300 mm de alto situadas a 100 mm del tendido a lo largo de 100 m.

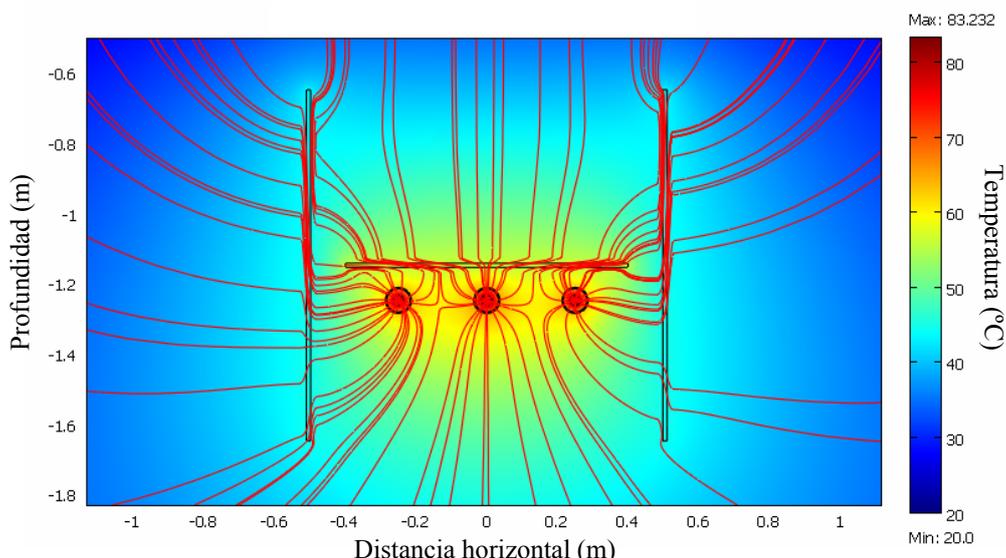
Cobre						
Espesor	Coste material (€)	Pérdidas (W)	Coste pérdidas anuales (€)	Coste total a 30 años (€)	<i>FR</i>	<i>IS</i>
4	59306.67	1463.28	1281.83	97761.67	16.14	16.51
8	118613.33	793.84	695.40	139475.45	24.57	17.62
12	177920	611.98	536.09	194002.83	29.51	15.21
15	222400	587.15	514.34	237830.30	32.25	13.56
Aluminio						
Espesor	Coste material (€)	Pérdidas (W)	Coste pérdidas anuales (€)	Coste total a 30 años (€)	<i>FR</i>	<i>IS</i>
7	18106.67	1407.64	1233.09	55099.45	16.73	30.36
10	25866.67	1042.28	913.04	53257.79	21.87	41.06
12	31040	909.78	796.97	54949.02	24.52	44.61
15	38800	802.07	702.61	59878.40	28.12	46.96

Como se ha podido observar, en este tipo de pantallas la diferencia económica existente entre el cobre y el aluminio sigue sin compensar la diferencia en la mitigación proporcionada por cada material. En cualquier caso, estos resultados no tienen porqué ser extrapolables a otras pantallas en forma de U invertida, ya que considerando otras dimensiones y nuevas situaciones respecto al tendido pueden existir soluciones en las que el cobre resulte más adecuado. No obstante, del análisis paramétrico realizado se deduce que esta opción es bastante improbable, incluso bajo otras condiciones térmicas del terreno, así como en el apantallado de distintas configuraciones de tendido.

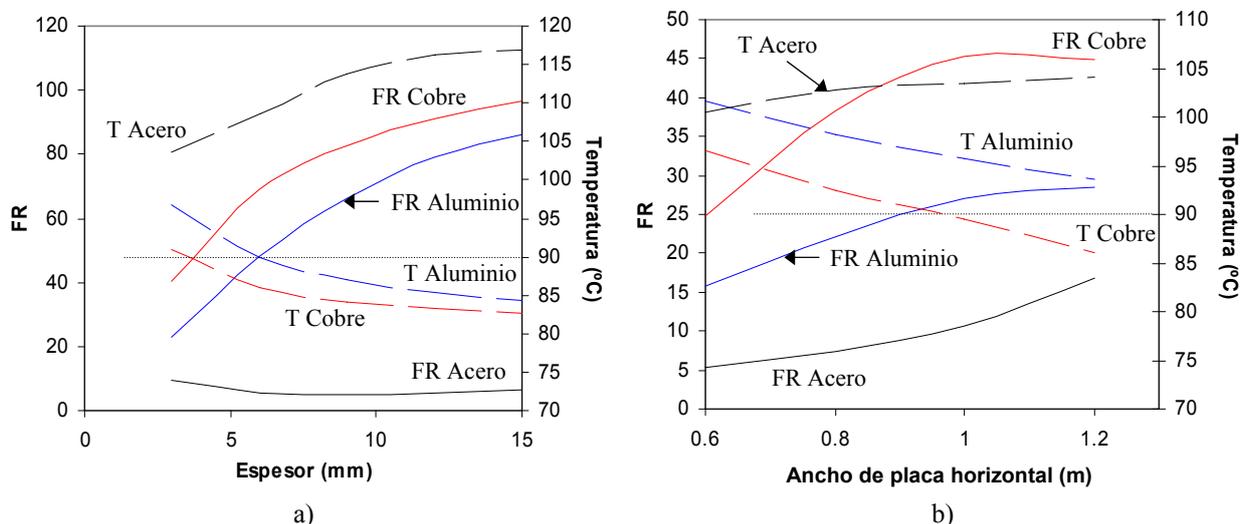
#### 7.4. Pantallas en forma de H

Finalmente, la última de las configuraciones consideradas a lo largo de este texto es la basada en pantallas en forma de H. Como se comentó en el capítulo anterior, esta disposición se compone de dos placas situadas a los lados de la zanja, más otra situada encima del tendido (figura 7.12). Los resultados proporcionados con este tipo de pantallas eran los más elevados entre las distintas tipologías analizadas. Asimismo, el análisis paramétrico realizado puso de manifiesto la vigencia en este tipo de pantallas de algunas de las conclusiones obtenidas de las configuraciones más sencillas. En este sentido, se confirmó la mejor eficiencia presentada por los materiales de alta conductividad eléctrica, cuyos resultados tienden a mejorar a medida que se incrementa la cantidad de material empleado, ya sea elevando el espesor o las dimensiones de las placas. No obstante, la presencia de una mayor cantidad de material en las proximidades del tendido puede tener una gran influencia en el campo de temperaturas del mismo, ya que esto añade un mayor número de posibles fuentes de calor causadas por las corrientes inducidas en los distintos tramos de la pantalla. Por el contrario, tal y como se observó en pantallas anteriores, las características térmicas de los materiales empleados también pueden favorecer la evacuación de dicho calor, haciendo que en determinadas circunstancias la pantalla actúe como radiador. Esto ocurre nuevamente, y de manera más acusada, en la pantalla en H, tal y como muestra la figura 7.12. En ella se observa cómo los tramos laterales de la pantalla atrapan el calor y lo conducen hacia zonas más

frías y alejadas del tendido. En este sentido, la parte superior de dichos tramos parece actuar como las aletas de un radiador al estar situada en las zonas de menor temperatura. No obstante, la efectividad de este comportamiento también dependerá del espacio existente entre las placas verticales y la placa horizontal, ya que como se ve en la figura, ésta última también “recolecta” calor que luego transfiere a los tramos verticales, viéndose este trasvase perjudicado al encontrar el flujo de calor un salto en las propiedades térmicas debido a la presencia de dicho hueco. Por tanto, tal y como se verá más adelante, es evidente que la evacuación del calor será más efectiva cuando la pantalla horizontal se encuentre en contacto con los tramos verticales.



**Figura 7.12.** Campo de temperatura y líneas de flujo de calor para pantalla en H de 12 mm de cobre, con una separación de 1 m entre placas verticales (de 1 m de longitud) y placa horizontal de 80 cm situada a 100 mm sobre el tendido (Comsol).

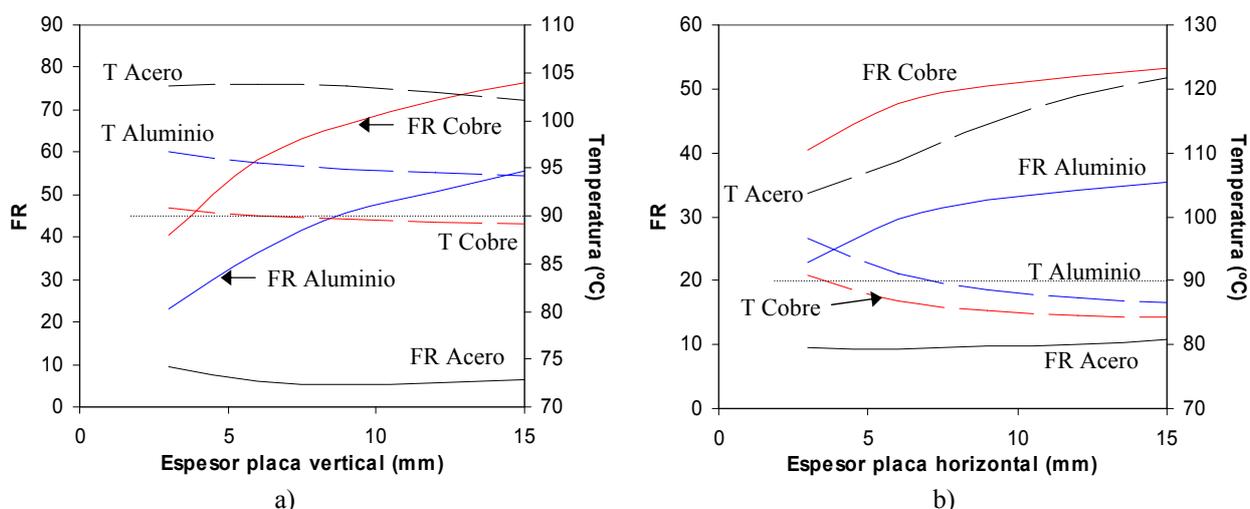


**Figura 7.13.** Evolución de *FR* y la temperatura máxima de las fases en función del espesor (a) y el ancho de la pantalla horizontal (b).

Todos estos aspectos ponen de manifiesto la necesidad de realizar nuevamente un análisis paramétrico considerando los efectos térmicos derivados de la instalación de este tipo de pantallas. Esto es lo que se comentará en las próximas líneas, utilizando para ello una configuración en H con las dimensiones de referencia de la figura 7.12 [3]: Placas verticales de 1 m de longitud separadas entre sí una distancia de 1 m (ancho de la

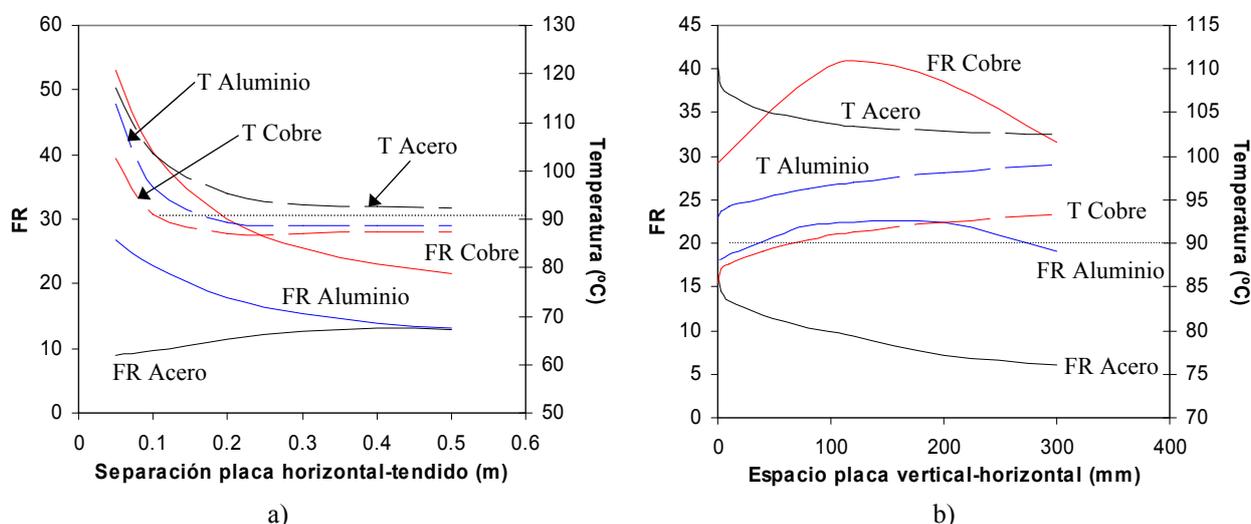
zanja). La placa horizontal tendrá, salvo que se indique lo contrario, un ancho de 0.8 m y se situará a unos 100 mm del tendido. Partiendo de esta configuración, la figura 7.13a muestra la evolución del factor de reducción y la temperatura máxima en los conductores de fase en función del espesor empleado con distintos materiales. Como se puede apreciar, el comportamiento es similar al mostrado por el resto de configuraciones analizadas, donde el incremento del espesor no sólo mejora notablemente la eficiencia en el caso de materiales conductores, sino que éstos tienen un menor impacto sobre la temperatura de las fases, llegando incluso a enfriar el tendido por debajo de su temperatura inicial sin presencia de pantallas. Por el contrario, para la configuración de pantalla considerada, el acero continúa elevando la temperatura de las fases al incrementar la cantidad de material empleado. Por otro lado, recalcar los elevados niveles de mitigación que se alcanzan con las dimensiones empleadas para la pantalla, los cuales llegan a proporcionar valores cercanos a 100 en el caso de emplear cobre de 15 mm de espesor.

Asimismo, la figura 7.13b muestra la influencia del ancho de la pantalla horizontal en *FR* y la temperatura de los conductores, realizada con un espesor de 3 mm y una separación entre placas verticales de 1.2 m. Como ya se observó en el capítulo anterior, incrementar sus dimensiones mejora la eficiencia en el caso de los tres materiales considerados, debido al mayor nivel de corrientes inducidas que posibilita la utilización de una pantalla de mayores dimensiones. Pero a su vez, también se aprecia una notable reducción de la temperatura en el caso de los materiales conductores. Esto se debe a la reducción que experimentan las pérdidas al elevar la sección de la pantalla, así como a la disminución del espacio existente entre los tramos verticales y la placa horizontal, facilitando el “salto” del calor recolectado por esta placa a los tramos verticales para su conducción a zonas de menor temperatura. Por el contrario, las características ferromagnéticas del acero provocan un efecto contrario, elevando ligeramente la temperatura de las fases a medida que se incrementa el ancho de la placa horizontal. No obstante, hay que destacar la presencia de un máximo en la curva de reducción del cobre para un ancho del orden de 1 m. Esto pone de manifiesto la existencia de un ancho óptimo del tramo horizontal para cada material en función de las dimensiones concretas de la pantalla (separación entre las placas verticales, espesor y situación de la placa horizontal respecto al tendido).



**Figura 7.14.** Evolución de *FR* y la temperatura máxima de las fases en función del espesor de la placa vertical (a) y el espesor de la placa horizontal (b).

Por otro lado, en este tipo de pantallas existe la posibilidad de emplear distintos espesores en las placas verticales o en la horizontal, tal y como se comentó en el capítulo anterior. En este sentido, las figuras 7.14a y 7.14b muestran sus efectos sobre la reducción y la temperatura máxima de las fases. De nuevo, se aprecia cómo el espesor mejora la eficiencia en el caso de los materiales conductores, aunque es clara la mayor influencia del espesor de los tramos verticales. Por contra, la variación de dicho espesor tiene un impacto muy limitado en la temperatura de las fases, al contrario de lo que ocurre en caso de modificar el espesor de la placa horizontal. Esto se debe a la reducción de las pérdidas por incrementar la sección de material, aspecto con mayor influencia en esta placa al situarse a una menor proximidad del tendido que en el caso de los tramos verticales. En este mismo sentido, la figura 7.15a muestra la influencia de dicha separación en la reducción y la temperatura de la línea. En ella queda clara la influencia de este parámetro en la temperatura de los conductores, ya que simplemente con separar la placa horizontal desde 50 mm a 200 mm, puede llegar a reducir la temperatura del tendido en casi 20 °C en el caso del aluminio.

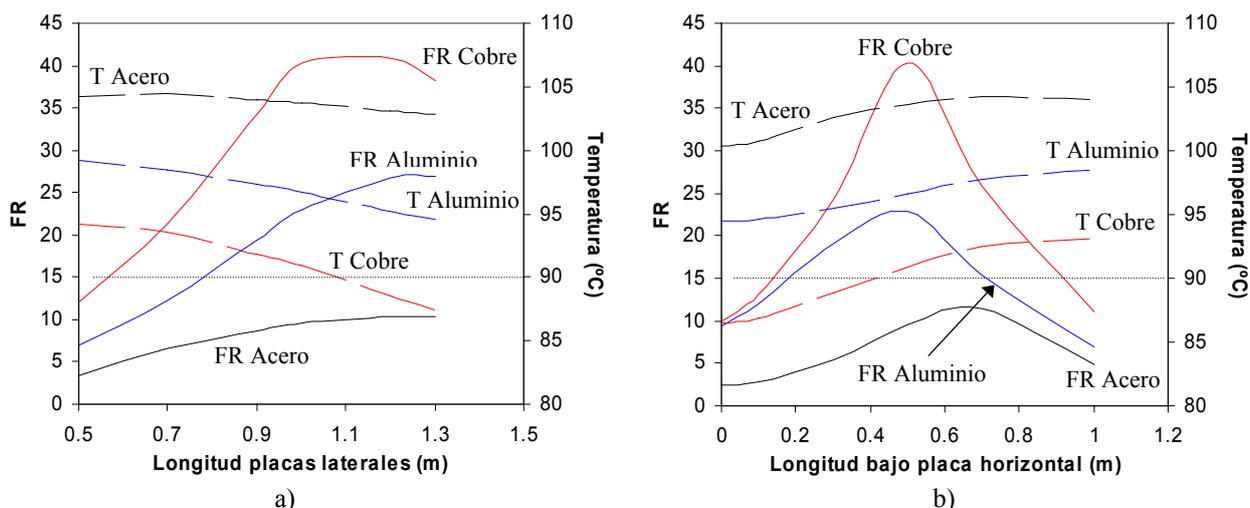


**Figura 7.15.** Evolución de *FR* y la temperatura máxima de las fases en función de la separación de la placa horizontal al tendido (a) y el espacio entre placa horizontal y vertical (b).

En cuanto al espacio existente entre la placa horizontal y los tramos verticales, la figura 7.15b muestra cómo en los materiales conductores su aumento tiende a elevar la temperatura de las fases, confirmando lo supuesto anteriormente. Dado que esta figura se ha realizado incrementando la separación entre las placas verticales (y empleando una placa horizontal de 0.8 m, todas ellas de 3 mm de espesor), esta figura también tiene en cuenta el enfriamiento que experimentan los cables al alejar dichas placas del tendido, lo cual tiene sus efectos correspondientes en la mitigación alcanzada. En este sentido, en el caso de los materiales conductores se aprecia la existencia de un espacio óptimo del orden de 150 mm para el ancho de pantalla horizontal empleado. A partir de dicho punto, la reducción se ve perjudicada, posiblemente debido a la menor cantidad de corrientes inducidas en las pantallas verticales que forman el lazo. Por el contrario, el acero presenta un comportamiento inverso, ya que el incremento de este espacio empeora la posibilidad del paso de flujo magnético desde la pantalla horizontal a los tramos verticales, reduciendo su mitigación y las pérdidas generadas en el material, con lo que también sobrecalienta menos el tendido.

Finalmente, después de lo comentado hasta el momento, es evidente la importancia que tienen los tramos laterales tanto en la reducción alcanzada como en la temperatura de las

fases. Por esto, las figuras 7.16a y 7.16b muestran la influencia de su longitud total y de su situación respecto a la pantalla horizontal en  $FR$  y la temperatura máxima de los conductores del tendido. La figura 7.16a muestra la evolución de dichas variables cuando se parte de una pantalla en forma de U invertida en la que se alargan los tramos laterales hacia arriba (pantalla horizontal de 0.8 m de ancho, laterales separados 1 m y 3 mm de espesor). Como se puede observar, a medida que se incrementa su longitud la reducción mejora de manera importante, mientras la temperatura disminuye de forma más acusada en los materiales conductores, en concordancia con lo expuesto hasta el momento. No obstante, tanto en el aluminio como en el cobre se observa la presencia de un máximo en la reducción, por lo que dependiendo del material y de las otras dimensiones de la pantalla parece existir una longitud óptima de los tramos laterales que maximizan la eficiencia.

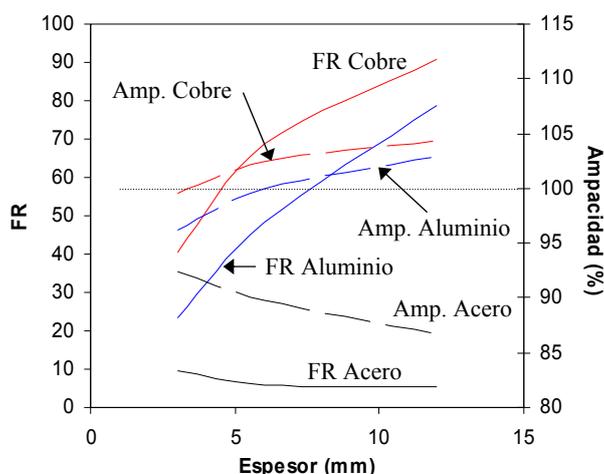


**Figura 7.16.** Evolución de  $FR$  y la temperatura máxima de las fases en función de la longitud de las placas verticales (a) y la longitud que sobresale de éstas bajo la placa horizontal (b).

Un comportamiento similar también puede observarse en la figura 7.16b en relación a la colocación de los tramos verticales respecto a la pantalla horizontal, de modo que cuando más centrados se encuentre respecto a ella, mejores son los resultados. El caso de la figura 7.16b se ha realizado desplazando los tramos verticales (de 1 m de longitud) hacia abajo, partiendo de una posición en la que se encuentran por encima de la placa horizontal. Como se observa, los materiales conductores alcanzan los mejores resultados cuando la longitud de los tramos verticales bajo la placa horizontal es del orden de la mitad (0.5 m), es decir, se encuentran justamente centradas con dicha pantalla. Sin embargo, el acero parece necesitar una longitud mayor a fin de encerrar una mayor cantidad de flujo magnético. En cualquier caso, la temperatura se ve incrementada independientemente del tipo de material, ya que cada vez se van encerrando más las fases y se perjudica la evacuación del calor generado.

Todos estos comportamientos influyen de una manera u otra en la capacidad de transporte de la línea mitigada. Por ello, es de importancia hacer un estudio de la evolución de la ampacidad del tendido en función de los parámetros de mayor interés. En este sentido, dado el gran número de variables a tener en cuenta en este tipo de pantallas, se considerarán a modo de ejemplo las dimensiones de referencia de la figura 7.12: Placas verticales de 1 m de longitud, separadas 1 m de ancho (dimensiones de la zanja) y centradas respecto a la placa horizontal, situada a 100 mm del tendido y de 0.8 m de anchura. De esta forma se deja como único parámetro el espesor de los materiales

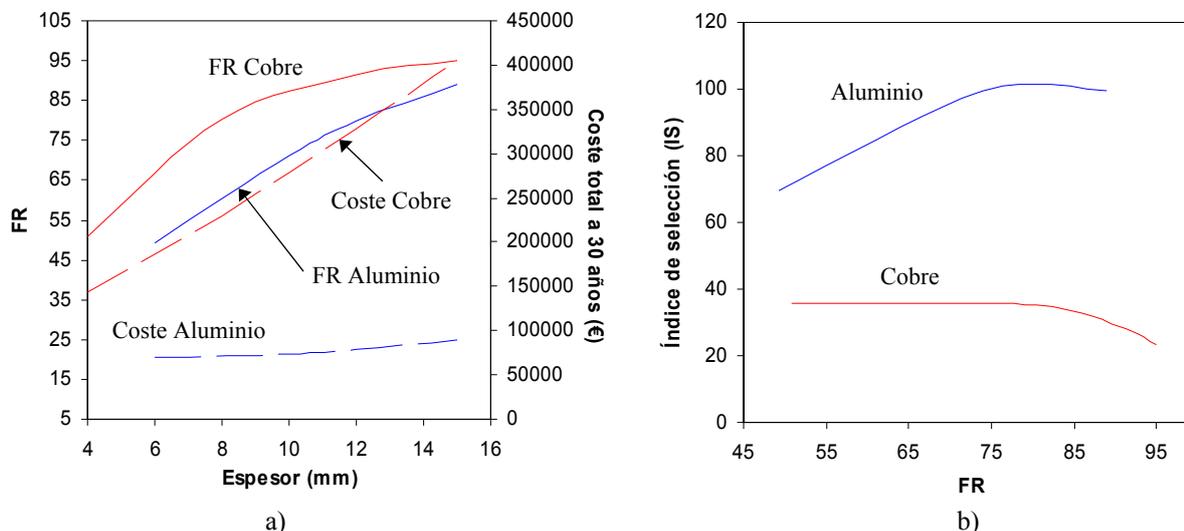
empleados. En base a esta configuración, la figura 7.17 muestra la evolución de la ampacidad de la línea en función del espesor de la pantalla, así como el factor de reducción alcanzado cuando por la línea circula el valor de ampacidad determinado en cada caso. Como se puede apreciar, tanto la ampacidad como la mitigación mejoran con el espesor al utilizar materiales conductores, mientras que con el acero tienden a disminuir, comportamientos que se ajustan a lo observado hasta el momento. Además, para este caso en concreto, se puede observar cómo es posible emplear espesores moderadamente reducidos de cobre sin afectar a la capacidad de transporte de la línea, llegando incluso a darse situaciones en las que ésta puede incrementarse hasta en un 5 % respecto al valor inicial sin presencia de pantallas (961 A). En cambio, es necesario emplear un espesor mínimo de 6 mm de aluminio para no reducir la ampacidad, algo difícil de conseguir si la materia prima es el acero, que disminuye la capacidad de transporte del tendido en una media del 10 % dependiendo del espesor.



**Figura 7.17.** Variación de *FR* y la ampacidad de la línea en función del espesor para una pantalla de 1 m de ancho y de alto, con placa horizontal de 0.8 m de ancho.

Por tanto, es claro que el acero no parece interesar tampoco en este tipo de pantallas dadas sus reducidas prestaciones (aunque mejores que en el resto de pantallas analizadas) y su impacto sobre la ampacidad de la línea. Sin embargo, los materiales como el cobre o el aluminio sí presentan grandes ventajas en ambos sentidos, lo que hace a priori complicada la elección de uno u otro material, así como el espesor necesario para optimizar la mitigación. Por ello, al igual que se ha realizado con las otras pantallas comentadas, es conveniente realizar un estudio económico previo que permita orientar nuestra selección a la opción más adecuada en términos económicos y de eficiencia. En este sentido, la figura 7.18a muestra la mitigación alcanzada y el coste total a 30 años (considerando el apantallado de 100 m de línea) para un rango de espesores de cobre y aluminio de la configuración de pantalla considerada, partiendo de los primeros valores de espesor que no reducen la capacidad de transporte de la línea obtenidos de la figura 7.17. Como puede apreciarse, el coste total de ambos materiales evoluciona de forma similar a lo observado en el resto de pantallas analizadas, donde el coste a largo plazo del cobre crece notablemente con el espesor de pantalla empleado, mientras el aluminio tiene un leve incremento, manteniéndose prácticamente constante (tabla 7.4). En cualquier caso, dado que pueden existir diferencias del orden de 20 entre los niveles de mitigación alcanzados con uno u otro material, no es evidente en este caso concluir si el sobrecoste asociado al cobre compensa su mejor eficiencia respecto al aluminio. Por ello es de nuevo interesante representar gráficamente la relación “eficiencia-coste” asociada a cada nivel de reducción proporcionado por ambos

materiales. Esto se puede ver en la figura 7.18b, donde se vuelve a apreciar cómo la curva del índice de selección *IS* del aluminio queda claramente por encima de la curva del cobre, indicando la posibilidad de emplear distintos espesores de aluminio para alcanzar los mismo niveles de mitigación que el cobre, pero a un coste mucho más reducido.



**Figura 7.18.** Variación de *FR* y el coste total a 30 años de la pantalla en función del espesor (a) y relación entre el índice de selección *IS* y la reducción alcanzada (b) para una pantalla de 1 m de alto con placa horizontal de 0.8 m (para el apantallado de 100 m de línea).

Como se puede apreciar en la tabla 7.4, para el rango de espesores considerado para el aluminio que no reducen la ampacidad del tendido, es posible alcanzar factores de reducción superiores a 49, por lo que en este caso, además de los niveles mínimos de mitigación requeridos en el lugar de instalación, también es conveniente tener en cuenta la inversión inicial que se está dispuesto a realizar. De esta forma, una pantalla basada en placas de aluminio de 6 mm puede ser una excelente opción al proporcionar una elevada mitigación a un coste muy ajustado

**Tabla 7.4.** Costes, pérdidas, factor de reducción y relación “efectividad-coste” (*IS*) para pantallas de cobre y aluminio en forma de H de 1 m de ancho y de alto, con placa horizontal de 0.8 m de ancho situada a 100 mm del tendido a lo largo de 100 m.

Cobre						
Espesor	Coste material (€)	Pérdidas (W)	Coste pérdidas anuales (€)	Coste total a 30 años (€)	<i>FR</i>	<i>IS</i>
4	103786.67	1495.67	1310.21	143092.87	50.79	35.50
8	207573.33	810.06	709.61	228861.71	80.49	35.17
12	311360	622.93	545.69	327730.6	91.30	27.86
15	389200	597.25	523.19	404895.73	94.88	23.43
Aluminio						
Espesor	Coste material (€)	Pérdidas (W)	Coste pérdidas anuales (€)	Coste total a 30 años (€)	<i>FR</i>	<i>IS</i>
6	27160	1651.72	1446.91	70567.2	49.22	69.75
10	45266.67	1068.25	935.79	73340.28	71.27	97.17
12	54320	931.45	815.95	78798.51	80.09	101.64
15	67900	819.57	717.94	89438.3	89.01	99.53

En cualquier caso, al igual que las pantallas anteriores, los requerimientos de mitigación, así como las dimensiones y ubicación de la pantalla considerada, podrían

dar como resultado soluciones basadas en el cobre, ya que en el análisis paramétrico realizado se han comprobado los elevados niveles de mitigación que puede proporcionar este material. No obstante, al emplear una mayor cantidad de planchas para realizar la H, es poco probable que esta situación pueda llegar a darse, fundamentalmente por requerir una elevada inversión inicial que tiene un gran peso en el coste total final.

Otro aspecto de importancia que conviene aclarar se refiere a las dimensiones y disposición de la pantalla en H analizada. Éstas son meramente ilustrativas, a fin de poner de manifiesto los elevados niveles de mitigación que son capaces de proporcionar este tipo de pantallas, así como analizar la conveniencia de utilizar uno u otro tipo de material. Sin embargo, al igual que en el resto de pantallas estudiadas, las dimensiones de éstas deberán ajustarse a las posibles restricciones geométricas impuestas en el lugar de emplazamiento, como por el ejemplo el ancho y profundidad de la zanja, las cuales suelen venir determinadas por la existencia de instalaciones de otros tipos de servicios con los que es necesario mantener cierta distancia de seguridad. Por tanto, en la aplicación a un sistema real es muy probable que las dimensiones de la pantalla en H empleada como ejemplo no sean las idóneas para el caso que se quiere mitigar. Como consecuencia, es necesario realizar en cada situación un exhaustivo análisis que permita encontrar las dimensiones óptimas que maximizan la reducción en el área de interés, basándose para ello en los resultados obtenidos del estudio paramétrico realizado, tarea de cierta complejidad por el elevado número de parámetros que intervienen en el proceso.

### **7.5. Aspectos prácticos de la instalación de pantallas**

Si bien algunos resultados derivados del estudio paramétrico tienen un gran interés, es necesario realizar algunas aclaraciones y puntualizaciones sobre ciertos aspectos surgidos de la implementación de este tipo de técnicas en situaciones reales [4-7], algunos de los cuales ponen de manifiesto la necesidad de una cuidadosa instalación de las pantallas. A continuación se detallan algunos de ellos:

#### **- Ampacidad:**

Como se ha observado a lo largo de todo el análisis paramétrico realizado anteriormente, en determinadas circunstancias la presencia de una pantalla puede ayudar a la evacuación del calor generado en el tendido, reduciendo la temperatura de los conductores de fase y posibilitando el incremento de la ampacidad del tendido. Sin embargo, este aspecto, más que una ventaja, debe entenderse como la ausencia de un inconveniente, ya que si bien en dichas condiciones la pantalla no reduce la ampacidad de la línea durante el tramo mitigado, el valor de ésta viene impuesto por el paso de la línea por otras zonas térmicamente más críticas en su discurrir a lo largo de toda su trayectoria. Por tanto, dado que la línea utilizada como ejemplo está directamente enterrada en el terreno, y salvo presencia de otras fuentes de calor a lo largo de su tendido, su ampacidad queda fijada a los 961 A calculados anteriormente en base a las características del terreno y el modo de instalación, independientemente de la posible mejora que pueda introducir la presencia de la pantalla en el tramo mitigado. Con esto queda claro que la instalación de pantallas en ningún caso permitiría incrementar la capacidad de transporte de la línea, ya que el apantallado se aplica habitualmente en un determinado tramo de la línea y no en toda su trayectoria. De cualquier modo, siempre es necesario evaluar el impacto de la pantalla sobre la capacidad de transporte del

tendido, a fin de verificar que su presencia no empeora las condiciones térmicas del tramo mitigado respecto al resto de la instalación, lo que sí provocaría una reducción de la ampacidad de la línea mitigada.

- Características del material de la pantalla:

Para obtener buenos resultados de mitigación, los materiales empleados deben ser de un alto grado de pureza. Esto no suele ser un problema en el caso del cobre, pero no todas las aleaciones existentes de aluminio son adecuadas para el apantallado magnético de instalaciones subterráneas. En este sentido, habitualmente suelen emplearse placas de aluminio de una pureza del 99.5 % (clase 1050A).

Por otro lado, como se ha visto anteriormente, en caso de emplear pantallas de aluminio es necesario utilizar espesores más elevados que en el caso del cobre. Sin embargo, en las experiencias realizadas [4] se suelen utilizar varias placas de menor espesor (del orden de 3 mm) apiladas unas sobre otras para conseguir espesores más elevados, las cuales suelen solaparse a modo de ladrillos para obtener una configuración lo más próxima posible a lo que sería una pantalla infinita de espesor uniforme. Esto viene determinado por los espesores comerciales disponibles en el mercado.

- Corrosión:

Dado que las pantallas irán directamente enterradas en el terreno, es necesario tener en cuenta la posible corrosión de los materiales con el tiempo [4]. No obstante, esto depende del material empleado. Por ejemplo, en el caso del cobre es bien conocida su resistencia a la corrosión en la mayoría de las condiciones habituales de enterramiento. Sin embargo, existen algunas condiciones más agresivas en las que es posible su deterioro, fundamentalmente en aquellas en las que existe un alto grado de humedad en el terreno. Otros factores que facilitan su corrosión son la presencia en el terreno de: elevadas concentraciones de sulfatos, compuestos de amonio, cloruros o sulfuros; pobre aireación del terreno, lo que provoca una mayor actividad de bacterias anaeróbicas; gran cantidad de ácidos orgánicos o inorgánicos, entre otros. Asimismo, aunque el cobre es un metal habitualmente catódico para la mayoría de materiales empleados en instalaciones subterráneas, en presencia de carbón tiene un comportamiento anódico, por lo que pueden presentarse efectos de corrosión si se emplea como relleno de respaldo para el tendido cenizas con elevadas cantidades de carbón.

Por el contrario, la corrosión del aluminio en condiciones enterradas es menos conocida que la del cobre. Este material tiene una gran afinidad por el oxígeno, lo que provoca que rápidamente se cubra de una capa protectora de óxido. Sin embargo, la integridad de dicha capa protectora puede verse amenazada en presencia de sales (cloruros) o cuando el *PH* del terreno no se mantiene relativamente neutro ( $3 < PH < 9$ ), lo que puede acelerar el proceso de corrosión del aluminio. En cualquier caso, no suele producirse un alto grado de corrosión mediante estos mecanismos si se emplean aleaciones de aluminio de alta pureza (> 99 %) que no contengan cobre, aunque es recomendable controlar las condiciones del terreno en el que va a ser instalada la pantalla. Asimismo, aunque el aluminio es un material electronegativo, puede sufrir cierta corrosión en contacto con otros metales más electropositivos como el acero y el cobre. Por tanto, es de vital importancia evitar el contacto de la pantalla con otros metales.

- Continuidad eléctrica:

Otro de los aspectos a tener en cuenta se corresponde con la necesidad de la existencia de una buena continuidad eléctrica entre los sucesivos tramos de pantallas presentes en determinadas configuraciones de apantallado. Si bien en el caso de pantallas planas horizontales no es vital la existencia de tal contacto al cerrarse las corrientes inducidas en el interior de las mismas placas, en las configuraciones de U invertida y en forma de H es esencial la buena continuidad eléctrica entre los sucesivos tramos de placas que conforman los tramos laterales, a fin de no reducir la eficiencia mitigadora del lazo que las placas verticales forman entre sí. Esto requiere de la realización de uniones de cierta calidad entre los distintos tramos verticales de la pantalla, para lo que suele ser necesario emplear técnicas de soldadura. Esto que en caso de emplear cobre no es un gran problema, puede ser algo más complejo en el caso del aluminio, el cual requiere técnicas más específicas de soldadura (soldadura en atmósfera de Argón), lo que puede incrementar los costes de la instalación. Un ejemplo de todo esto se desarrolla en [5] sobre un caso práctico de aplicación de la configuración en H, donde se aseguró el contacto eléctrico entre los sucesivos tramos verticales de la pantalla mediante la soldadura de, al menos,  $2/3$  de la altura total de cada placa lateral. Sin embargo, este aspecto desaconseja el apilamiento de placas de espesor reducido para la obtención del espesor deseado en los tramos verticales, tal y como sí puede realizarse en la placa horizontal, ya que esto dificultaría las tareas de soldadura, por lo que es conveniente emplear placas con las dimensiones correctas en dichos tramos. Esto puede afectar a la configuración final de la pantalla en función de los espesores comerciales disponibles. En cualquier caso, aunque reducir la resistencia de contacto entre placas verticales es muy importante, no es necesario reducirla al mínimo posible, ya que la inductancia global del circuito que forma el lazo juega un papel importante en la limitación de las corrientes inducidas en el mismo.

Por otro lado, tanto en las simulaciones realizadas como en experiencias llevadas a cabo en instalaciones reales [4,5], se ha comprobado que la eficiencia de la pantalla en H disminuye cuando existe contacto eléctrico entre la pantalla horizontal y los tramos verticales. Por tanto, es necesario mantener una distancia de seguridad entre dichas secciones a fin de evitar la circulación de corrientes de fuga entre ellas.

- Instalación:

Otro aspecto a tener en cuenta es la compatibilidad de la instalación de la pantalla con los trabajos necesarios para la instalación del tendido. En este sentido, las pantallas en forma de U invertida presentan ciertas dificultades, ya que los cables suelen instalarse sobre rellenos de respaldo que deben compactarse, lo que se complica notablemente con la presencia de este perfil de pantalla. Por ello, en lugar de emplear una misma placa plegada en forma de U, lo más sencillo es emplear tres placas independientes: dos verticales y una horizontal. De esta forma, la instalación de la pantalla sería equivalente al de las pantallas en forma de H, donde los tramos verticales se instalan en los laterales de la zanja antes de proceder a rellenar la zanja con la primera capa de relleno de respaldo del tendido. Después de la instalación de los cables, se procede a aplicar la segunda capa de relleno sobre la cual se coloca la placa horizontal una vez compactado el terreno. No obstante, dado que el tendido de la línea debe realizarse según las normas en vigor en cada país y de la compañía suministradora correspondiente, habrá de tenerse en cuenta las condiciones mínimas que debe cumplir el relleno de respaldo utilizado

para la instalación de los conductores. En este sentido, para el caso particular de España, el Reglamento de Líneas de Alta Tensión [8] establece, en su instrucción técnica complementaria ITC-LAT-06 apartado 4.1, que el relleno de respaldo en líneas directamente enterradas debe tener por encima del tendido un espesor mínimo de 10 cm. Esto hace que la separación mínima posible entre la placa horizontal de las distintas configuraciones de pantalla analizadas deba ser de 10 cm, distancia habitualmente empleada en los ensayos experimentales realizados [4-7]. Asimismo, la ITC-LAT-06 también establece que a dicha distancia mínima se debe instalar algún tipo de protección mecánica que evite las agresiones de terceros sobre el tendido. En este sentido la presencia de la pantalla constituiría una protección más que efectiva a este tipo de agresiones mecánicas externas.

Finalmente, la instalación de cualquier tipo de pantalla tiene ciertas desventajas, principalmente en relación a las posibles tareas de mantenimiento de la línea, ya que sería necesario retirar tramos completos de pantalla para poder acceder a los conductores del tendido.

### 7.6. Comparación de las distintas soluciones de mitigación

Con la finalidad de exponer las prestaciones que proporcionan unas soluciones de mitigación sobre otras, así como poner de manifiesto las diferencias entre los distintos métodos comentados, a continuación se analizará su aplicación a un ejemplo particular. En concreto se utilizará la línea de 132 kV empleada a modo de ejemplo a lo largo de todo el texto y comentada nuevamente en el apartado 7.1. Recordar que dicha línea se encuentra directamente enterrada a una profundidad de 1.25 m en una zanja de profundidad máxima de 1.5 m y ancho de 1 m. Las condiciones del terreno se suponen las más desfavorables desde el punto de vista térmico [9]: Resistividad térmica  $\rho_s = 1$  K·m/W y temperatura del mismo 20 °C. En estas condiciones la ampacidad de la línea era de 961 A.

En base a las condiciones del tendido a mitigar, a lo largo de este capítulo se han estudiado tres configuraciones de pantallas aplicadas a este mismo ejemplo. De los resultados obtenidos se dedujo que las configuraciones realizadas mediante planchas de aluminio son mucho más recomendables, ya que es posible alcanzar niveles de mitigación similares a los proporcionados por el cobre a un coste mucho más reducido. En particular las configuraciones que se considerarán son las siguientes:

- Pantalla plana de 1 m de ancho y 12 mm de espesor situada a 100 mm del tendido, configuración con la mejor relación “eficiencia-coste” (*IS*) de los casos analizados en la tabla 7.2.
- Pantalla en U invertida de 1 m de ancho, 300 mm de alto y 15 mm de espesor situada a 100 mm del tendido, opción más recomendable de los caso estudiados en la tabla 7.3.
- Pantalla en H realizada con placas de 0.8 m de ancho y 12 mm de espesor, con tramos verticales separados 1 m entre sí situados en las paredes de la zanja y posados sobre el fondo de la misma, mientras la pantalla horizontal se sitúa a 100 mm del tendido.

Las tres soluciones seleccionadas son las opciones de mejor índice de selección *IS* (tabla 7.5) que cumplen con las restricciones geométricas del problema, en particular con las

dimensiones de la zanja. En el caso concreto de la pantalla en H, se ha realizado nuevamente un estudio similar al llevado a cabo en el apartado 7.4, pero teniendo esta vez en cuenta las restricciones geométricas de la zanja. En este sentido, dado que la profundidad máxima de la zanja es de 1.5 m, los tramos laterales deben estar posados a dicha profundidad como máximo. Esto, junto a que la eficiencia de este tipo de pantallas se optimiza cuando la pantalla horizontal se sitúa lo más centrada posible a los tramos verticales (figura 7.16b), hacen que se alcance una mayor mitigación cuando se emplean pantallas de 80 cm de anchura en dichos tramos. Asimismo, tal y como se observó en las figuras 7.13b y 7.15b, para una cierta configuración de pantalla existe un tamaño óptimo de la pantalla horizontal en función de la separación entre tramos verticales y el espacio existente entre éstos y la placa horizontal, que en este caso es igualmente de 80 cm. Estas dimensiones concuerdan con las empleadas en algunas aplicaciones experimentales [4,5], comprobándose que incrementar su tamaño a 1 m empeora notablemente la eficiencia.

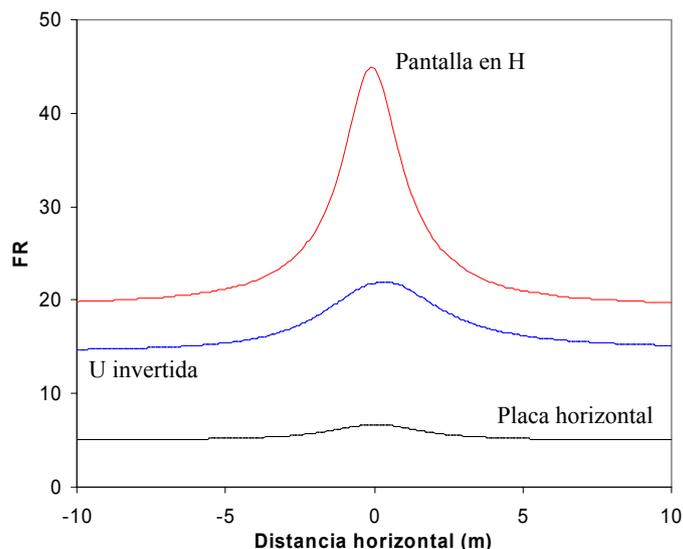
**Tabla 7.5.** Costes, pérdidas, factor de reducción sobre el eje del tendido y relación “efectividad-coste” (*IS*) para las tres pantallas seleccionadas (apantallado de 100 m de línea).

	Coste material (€)	Pérdidas (W)	Coste a 30 años (€)	<i>FR</i> sobre el tendido	<i>IS</i>
Placa plana	19400	958.74	44595.69	6.84	15.33
U invertida	38800	802.07	59878.4	28.12	46.96
H	46560	851.55	68938	42.24	59.35

También hay que aclarar que en dichas configuraciones se han realizado dos suposiciones. Por un lado, se ha supuesto que en el mercado existen placas de aluminio tipo 1050A con los espesores requeridos (12 y 15 mm), y que éstos no se han conseguido mediante el apilamiento de placas de espesor más reducido. No obstante, hasta donde se ha podido verificar, el espesor máximo comercializado ronda los 8 mm. Por otro lado, en las tres configuraciones también se ha considerado una distancia entre el eje del tendido y el tramo horizontal de la pantalla de 100 mm. Teniendo en cuenta el diámetro de los conductores de la línea (74 mm), esto equivale a la existencia de unos 6.5 cm de espesor de relleno de respaldo por encima del tendido, cantidad ligeramente inferior a los 10 cm establecidos en la ITC-LAT-06 comentada anteriormente. No obstante, se estima que dicha cantidad es suficiente para facilitar las labores de compactación del relleno. Asimismo, se ha supuesto que esta ligera reducción del espesor de relleno no tiene un impacto importante sobre la temperatura de las fases, dadas las características térmicas de las pantallas que facilitan la evacuación del calor. En cualquier caso, reducir aún más esta distancia para incrementar la eficiencia de las pantallas no parece recomendable, tanto desde el punto de vista de los trabajos de instalación de la línea como por la evacuación del calor generado.

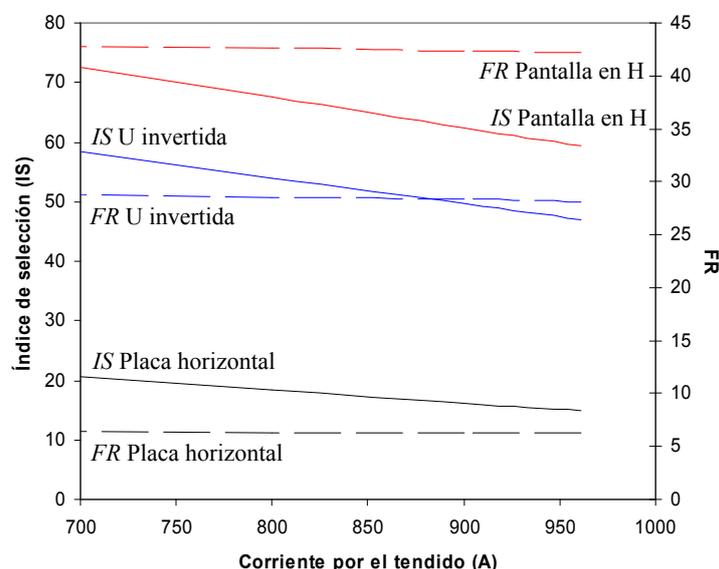
Teniendo en cuenta todo esto, los perfiles de reducción proporcionados por las tres soluciones seleccionadas se muestran en la figura 7.19. Como se puede observar, las tres configuraciones maximizan la reducción justo por encima del tendido, decayendo ésta a medida que nos alejamos del eje del tendido, siendo la solución basada en un perfil en H la que presenta tanto la mayor mitigación como la mejor relación “eficiencia-coste” (tabla 7.5). De igual forma, dicha configuración también es la que requiere una mayor inversión inicial en materiales. No obstante, conviene aclarar que en el análisis realizado no se han incluido los costes derivados de la instalación de las mismas, aspecto difícil de valorar por la dificultad para disponer de datos concretos. Sin embargo, es evidente que estos costes serán del mismo orden en las configuraciones en

U invertida y H por la similitud de los procesos de instalación, siendo más reducidos en el caso de la pantalla plana.



**Figura 7.19.** Perfil del factor de reducción a 1 m sobre la superficie del suelo proporcionados por una placa horizontal, U invertida y pantalla en H.

Un aspecto que también conviene valorar a la hora de comparar cada una de las configuraciones seleccionadas es la variación que sufre su comportamiento cuando cambia la corriente que circula por el tendido. Esto se muestra en la figura 7.20, donde se representan la evolución del factor de reducción y el índice de selección cuando la carga de la línea mitigada varía desde su capacidad máxima (961 A) hasta los 700 A (reducción del 27 % en la carga transportada).



**Figura 7.20.** Evolución de FR y el índice de selección IS de las tres configuraciones analizadas en función de la corriente que circula por el tendido para el apantallado de 100 m de línea.

Como se puede observar, las tres soluciones adoptadas mantienen prácticamente el mismo nivel de reducción independientemente del nivel de carga transportada por la línea. Por el contrario, el índice de selección “eficiencia-coste” mejora apreciablemente al reducirse la carga en el tendido, debido principalmente a la reducción que esto

implica en las pérdidas inducidas en las pantallas. Además, la evolución de *IS* en los tres casos analizados se realiza de forma similar, manteniéndose la configuración en H como la más recomendable en términos de eficiencia y coste.

Por tanto, de los resultados obtenidos es evidente concluir que la configuración en forma de H es la que presenta mejores prestaciones con la mayor relación “eficiencia-coste” de entre todos los tipos de pantallas considerados. Es por ello interesante comparar las prestaciones de esta pantalla con las ofrecidas por otra de las técnicas de mitigación analizadas en este documento: lazos pasivos multiespira compensados.

### 7.6.1. Comparación de lazos multiespira compensados y pantalla en H

Para poder realizar dicha comparación es necesario recordar que la presencia de los lazos reduce la ampacidad del tendido. No obstante, por la línea no suele circular de forma permanente una corriente igual a su ampacidad, por lo que la comparación se realizará para un nivel de carga por el tendido algo más reducido, como por ejemplo 920 A. En base a la circulación de esta corriente típica por la línea, es posible determinar distintas soluciones basadas en configuraciones de dos lazos de cuatro espiras aplicadas al ejemplo de la línea de 132 kV que nos ocupa. Además, tal y como se desarrolló en los capítulos 3 a 5, es posible determinar las configuraciones óptimas de estos lazos para maximizar la reducción en una determinada área de interés. A fin de poner de manifiesto las principales diferencias entre esta técnica y las pantallas enterradas, a continuación se analizarán las prestaciones proporcionadas por ambos métodos en la mitigación del campo en un punto situado a 1 m sobre el suelo y separado 5 m del eje del tendido. En estas circunstancias, en el capítulo 5 se obtuvieron soluciones para lazos de cuatro espiras de cobre realizadas con cables de 120 mm<sup>2</sup> y 240 mm<sup>2</sup> de sección. Los datos más relevantes de ambas configuraciones, así como las prestaciones proporcionadas por la pantalla de aluminio en forma de H determinada anteriormente en el nuevo punto de interés, se muestran en la tabla 7.6.

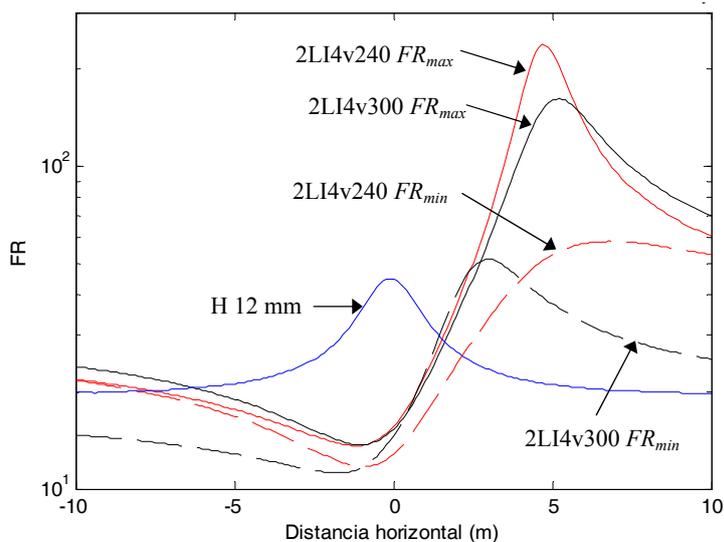
**Tabla 7.6.** Ampacidad, costes, pérdidas, factor de reducción a 5 m del eje del tendido y relación “efectividad-coste” (*IS*) de distintas soluciones de lazos de cuatro espiras y pantalla en H para el apantallado de 100 m de línea.

	Ampacidad (A)	Coste material (€)	Pérdidas (W)	Coste a 30 años (€)	<i>FR</i>	<i>IS</i>
2LI4v240 Cu	944	96000	785.04	116630	Max: 224.88 Min: 53.03	45.47
2LI4v120 Cu	920	49600	1942.69	100653	Max: 55.02 Min: 29.27	29.08
2LI4v300 Al	945	22848	762.91	42897	Max: 159.97 Min: 37.44	87.27
H 12 mm Al	961	46560	851.55	68938	21.26	30.84

Es necesario aclarar nuevamente que en los datos mostrados en dicha tabla no se consideran los costes de instalación de cada configuración al no disponer de datos sobre ello. Por tanto, se ha supuesto que estos costes son del mismo orden en todos los casos a fin de simplificar la comparación.

En cualquier caso, de los datos obtenidos se desprende que, para el caso concreto de la línea de 132 kV considerada, es posible encontrar soluciones basadas en lazos de mayor eficiencia y mejor relación “eficiencia-coste” que la pantalla en H de 12 mm

seleccionada. En particular, se observa que la configuración de dos lazos realizada con conductores de  $240 \text{ mm}^2$  garantiza una reducción mínima de 53, bastante más elevada que la reducción de 21 que es capaz de proporcionar la pantalla en H a 5 m del tendido. Esto se puede observar en la figura 7.21, donde se muestran los perfiles de reducción proporcionados por ambas configuraciones. Como se puede apreciar, la ventaja de los lazos estriba en que, incluso en las peores condiciones de funcionamiento, éstos focalizan la mitigación en el área de interés considerada, mientras que la pantalla en H enfoca sus esfuerzos justo por encima del tendido, por lo que se está realizando una inversión para maximizar la mitigación en un área de interés distinta de la que se pretende proteger.



**Figura 7.21.** Perfil del factor de reducción proporcionado a 1 m sobre el suelo por distintas soluciones de lazos de cuatro espiras y pantalla en H.

Esto mismo ocasiona que dicha configuración de lazos disponga también de un índice de selección  $IS$  más elevado que el de la pantalla. De todas formas, hay que recalcar que el valor de  $IS$  calculado para los lazos se ha determinado en base a la reducción mínima que garantizan, es decir, es calculado considerando las condiciones más desfavorables de funcionamiento de los lazos, mientras que en la pantalla se toman los datos de eficiencia más favorables. Aún así, la configuración 2LI4v240 se muestra como una opción más recomendable que la utilización de la pantalla en H en la mitigación a 5 m del tendido, ya que además es de las que menos reduce la ampacidad de la línea (sólo un 2 %).

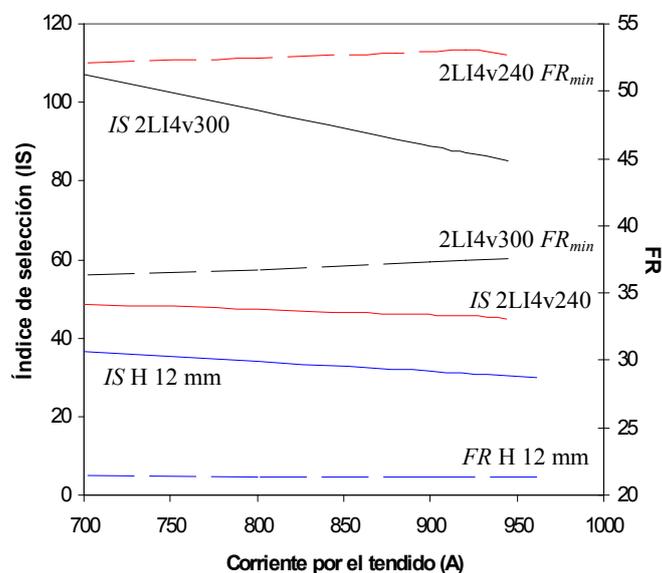
Sin embargo, esta configuración de lazos tiene unos costes inicial y total del orden del doble del necesario en la implementación de la pantalla en H, lo que puede hacer menos atractiva esta solución. Por ello, en la tabla 7.6 se muestran los resultados obtenidos con otras configuraciones. Por ejemplo, reduciendo la sección de cobre a  $120 \text{ mm}^2$  se puede obtener la configuración 2LI4v120, con un coste en materiales similar al de la pantalla. Asimismo, esta configuración también proporciona una reducción mínima ligeramente superior a la alcanzada mediante la utilización de la pantalla en H, obteniendo ambos casos un valor de  $IS$  muy similar. Por contra, el coste total a 30 años de esta configuración es bastante superior al de la pantalla en H, por lo que a iguales prestaciones la pantalla podría considerarse de mayor viabilidad práctica y económica.

Con lo visto hasta el momento, se concluye que una de las mayores desventajas de las configuraciones de lazos consideradas es el coste del material debido a la utilización de conductores de cobre. Esta situación es muy similar a lo ocurrido en el caso de las pantallas, donde el menor coste del aluminio permitía encontrar soluciones con una mejor relación “eficiencia-coste”. Esto puede ser de aplicabilidad al caso de los lazos. Por ello, en la tabla 7.6 también se muestran los resultados obtenidos mediante dos lazos independientes de cuatro espiras realizados con conductores de aluminio de 300 mm<sup>2</sup> de sección, referenciada en el texto como 2LI4v300 (tabla 7.7). Como se puede observar, esta configuración es la que requiere unos menores costes inicial y total de entre todas las analizadas. Asimismo, es capaz de garantizar una reducción máxima de 159 y mínima de 37 (figura 7.21), lo que junto a su reducido coste permite alcanzar valores de *IS* del orden de 87, muy por encima del resto de soluciones consideradas. Por otro lado, esta configuración también reduce en menor cuantía la ampacidad del tendido (a 945 A). Esto hace de esta solución la más aconsejable tanto en términos económicos como de mitigación.

**Tabla 7.7.** Parámetros del conductor de 300 mm<sup>2</sup> de aluminio empleado en la configuración de lazos 2LI4v300.

	300 mm <sup>2</sup>
Diámetro externo (mm)	20.7
rgm (mm)	8.06
$R_{DC}(20^{\circ}\text{C})$ ( $\Omega/\text{km}$ )	0.1

Por último, es importante verificar la evolución de las prestaciones de estas configuraciones cuando la corriente de la línea varía de los 920 A considerados como base de cálculo. En este sentido, la figura 7.22 muestra la variación de la reducción (mínima en el caso de los lazos) y el índice de selección *IS* para las configuraciones de mayor *IS* de la tabla 7.6.



**Figura 7.22.** Variación del índice de selección *IS* y el factor de reducción *FR* a 5 m del tendido con el nivel de carga del tendido para distintas configuraciones de lazos de cuatro espiras y pantalla en H para el apantallado de 100 m de línea.

Como se puede observar, mientras la reducción de la pantalla en H se mantiene prácticamente constante, en el caso de los lazos la reducción mínima puede sufrir una

ligera disminución, pero siempre proporcionando valores superiores a los logrados por la pantalla de aluminio. Por otro lado, en los tres casos la relación “eficiencia-coste” mejora al reducirse la carga en el tendido, debido principalmente a la reducción de las pérdidas inducidas en todos los casos. No obstante, esta mejoría se presenta de forma más acusada en el caso de la configuración 2LI4v300, cuya curva *IS* se mantiene siempre destacada por encima del resto. En conclusión, esta última opción se muestra como la solución más recomendable de entre todas las posibilidades consideradas para mitigar el campo generado por la línea de 132 kV a 5 m de su eje.

En cualquier caso, conviene aclarar nuevamente que se ha considerado un caso de mitigación unilateral para poner de manifiesto las principales diferencias entre los perfiles de mitigación proporcionados por pantallas y lazos. No obstante, para este mismo caso de aplicación también es posible encontrar soluciones óptimas de lazos que maximicen la mitigación del campo justo encima del tendido, proporcionando perfiles de reducción del mismo tipo que los ofrecidos por las pantallas.

### 7.7. Resumen y conclusiones del capítulo

A lo largo de este capítulo se han analizado en detalle los efectos térmicos derivados del uso de tres tipos de configuraciones de pantallas abiertas (placa horizontal plana, U invertida y H). Para ello se ha realizado un estudio paramétrico en el que se ha puesto de manifiesto la influencia de cada una de las dimensiones de las distintas pantallas en la temperatura máxima alcanzada por los cables del tendido mitigado. En este sentido, se ha mostrado que, en determinadas condiciones, las pantallas además de mitigar el campo pueden tener un efecto beneficioso en la evacuación del calor generado en las fases de la línea, evitando que éstas trabajen a temperaturas próximas al límite térmico de su aislamiento.

En cada una de las pantallas analizadas también se ha realizado un estudio de impacto sobre la ampacidad de la línea, determinándose en qué situaciones ésta puede verse comprometida, y comparando los resultados obtenidos para distintos materiales: Cobre, aluminio y acero. Éste último se ha mostrado como el más desfavorable, ya que tiende a elevar notablemente la temperatura de los conductores sin proporcionar ventaja alguna en la mitigación. Por el contrario, tanto el cobre como el aluminio presentan mejores comportamientos en ambos sentidos. No obstante, si se tienen en cuenta aspectos económicos, el cobre suele quedar descartado por su elevado coste frente al aluminio, el cual puede proporcionar resultados similares a los del cobre mediante el uso de pantallas de un mayor espesor.

En base a los resultados obtenidos, también se han realizado algunas aclaraciones y puntualizaciones sobre aspectos prácticos encontrados en la implementación real de este tipo de configuraciones, algunos de los cuales pueden dificultar la instalación de este tipo de pantallas, así como limitar su eficiencia mitigadora.

Finalmente, se ha realizado una comparación entre las distintas técnicas de mitigación analizadas a lo largo de este documento: pantallas y lazos multiespira. De dicho análisis se concluye que la pantalla en forma de H es la que presenta mejores prestaciones de entre los distintos tipos de pantallas consideradas. Sin embargo, las soluciones basadas en lazos son capaces de optimizar su eficiencia mitigadora en áreas de interés alejadas del eje del tendido, por lo que permiten focalizar los esfuerzos de mitigación de manera

más eficiente que las pantallas en este tipo de situaciones. No obstante, independientemente del punto de interés considerado, los lazos realizados con conductores de aluminio garantizan elevadas reducciones mínimas a un coste más reducido que las pantallas, mostrándose como una de las opciones más interesantes para la mitigación de sistemas enterrados.

### Referencias bibliográficas

- [1] G. J. Anders, “*Rating of electric power cables. Ampacity computations for transmission, distribution and industrial applications*”, IEEE Press, 1997.
- [2] Cables eléctricos Cálculo de la intensidad admisible – Parte 1: Ecuaciones de intensidad admisible (factor de carga 100%) y cálculo de pérdidas – Sección 1: Generalidades, UNE 21144-1-1, 2002.
- [3] “*A method for applying a magnetic shielding along an AC power line*”, European patent application EP 1598911 A1.
- [4] CIGRE WG. C4.204, *Guidelines for Mitigation Techniques of Power-Frequency Magnetic Fields Originated from Electric Power Systems*, TB-373, 2009.
- [5] A. Gille, V. Beghin, G. Geerts, J. Hoeffelman, D. Liémans, K. Van Gucht, “*Double 150 kV link, 32 km long, in Belgium: Design and construction*”, CIGRE report B1-305, Paris, 2004 session.
- [6] A. Cipollone, Al. Fabbri and E. Zendri, “*Techniques for shielding underground power lines to minimize the exposure to ELF magnetic field in residential areas*”, EMC Europe 2002 - Septiembre 9-13, 2002 Sorrento.
- [7] R. Conti, F. Donáis, P. Maioli, R. Rendina and E. A. Sena, “*Some Italian experiences in the utilization of HV underground cable systems to solve local problems due to magnetic field and other environmental issues*”, 2006 CIGRÉ conference, paper C4-303.
- [8] Real Decreto 223/08 de 15 de febrero de 2008, “*Reglamento sobre condiciones técnicas y garantías de seguridad en las líneas eléctricas de alta tensión y sus instrucciones técnicas complementarias ITC-LAT -01 a 09*”.
- [9] Cables eléctricos Cálculo de la intensidad admisible – Parte 3: Secciones sobre condiciones de funcionamiento – Sección 1: Condiciones de funcionamiento de referencia y selección del tipo de cable, UNE 21144-3-1, 1997.



# Capítulo 8

## Conclusiones y líneas futuras de investigación.

### 8.1. Conclusiones principales

En la presente tesis se ha abordado la problemática de la reducción del campo magnético creado por líneas subterráneas, con objeto de prevenir tanto efectos nocivos sobre la salud de las personas como evitar interferencias en equipos de cierta sensibilidad presentes en algunas instalaciones. Para ello, en el capítulo 1 se han comentado algunas técnicas que permiten reducir los niveles de emisión de campo magnético en instalaciones enterradas mediante la modificación de algunas de las características técnicas y geométricas del tendido. Sin embargo, estas modificaciones tienen un efecto limitado sobre la reducción alcanzada, y en ocasiones no es posible su aplicación, por lo que en dicho capítulo también se enumeraron algunas técnicas basadas en la instalación de elementos adicionales en las proximidades del tendido. Entre ellas destacan principalmente dos posibilidades: Mitigación mediante lazos de compensación y mediante pantallas abiertas de materiales de alta conductividad eléctrica (conductores) o alta permeabilidad magnética (ferromagnéticos). El estado del arte actual de ambas técnicas se desarrolla a lo largo del capítulo 3.

A continuación se detallan algunas de las principales conclusiones y contribuciones realizadas en relación a ambas técnicas a lo largo de este texto.

#### 8.1.1. Mitigación mediante lazos de compensación

El principio de funcionamiento, así como los modelos de cálculo de diversas configuraciones de lazos pasivos de compensación se desarrollan a lo largo del capítulo 3. En concreto se estudian las configuraciones de lazos independientes y lazos con un

conductor en común, determinando las ecuaciones para la obtención de la corriente inducida en los lazos y el campo finalmente mitigado. Asimismo también se realiza un estudio de la influencia de los distintos parámetros eléctricos y geométricos de dichas configuraciones en la mitigación alcanzada. Para ello se aplican los modelos obtenidos sobre un caso de estudio general, de cuyo análisis se desprende la mayor eficiencia de las configuraciones de lazos cuya inductancia es compensada mediante la inserción de un condensador en serie con el lazo. De igual modo, se observa una mayor eficiencia cuanto mayor es la sección de conductor empleado en los lazos, aspecto que se presenta de manera más acusada en las configuraciones de lazos compensadas con condensadores. Finalmente, es posible incrementar la eficiencia de los lazos acercándolos a las fases del tendido. En este sentido se observa que, en configuraciones de varios lazos simétricos e independientes, existe un ancho óptimo para el lazo más próximo al tendido, el cual es del mismo orden que el ancho de la línea cuando se instala a una profundidad cercana a la de las fases, mientras que el resto de lazos maximiza la reducción cuanto mayor sea su anchura. En cualquier caso, el análisis paramétrico realizado pone de manifiesto la necesidad de emplear herramientas de optimización para encontrar la configuración de lazos que maximiza la mitigación del campo. Además, en relación a las configuraciones compensadas, se observa que las capacidades necesarias para obtener buenos resultados de mitigación llegan a alcanzar valores muy elevados, lo que las hace de difícil aplicación a sistemas reales. Por otro lado, la presencia de lazos en las proximidades de la línea puede tener una importante repercusión sobre la capacidad de transporte de la misma. Por todo ello, algunas de las principales aportaciones de la presente tesis son:

### *- Optimización de lazos*

En el capítulo 4 se propone un algoritmo de optimización basado en el principio de selección natural (algoritmo genético), mediante el cual es posible determinar la localización de cada uno de los conductores que conforman los lazos, así como las capacidades de los condensadores de compensación que optimizan la mitigación en una determinada área de interés. En este sentido, la estructura del algoritmo de optimización permite resolver el problema para múltiples y diversas áreas de interés. En particular, a modo de ejemplo se analizan las posibilidades en la mitigación unilateral y bilateral de una línea subterránea mediante diferentes configuraciones de lazos independientes y con conductor común. Como resultado del análisis realizado se concluye la mejor eficiencia de las configuraciones de lazos independientes para la mitigación unilateral de un tendido, mientras que las configuraciones con conductor común se muestran como las más interesantes en el caso de realizar una mitigación bilateral.

### *- Modelo de cálculo de lazos multiespira*

Para conseguir configuraciones compensadas de lazos que requieran capacidades más reducidas, en el capítulo 4 se proponen dos nuevos modelos de lazos compuestos por varias vueltas o espiras: Lazos independientes multiespira y lazos encadenados multiespira. A lo largo de dicho capítulo se desarrollan las expresiones para la obtención de la corriente inducida en los lazos, así como el campo mitigado. Mediante la aplicación del algoritmo de optimización a un caso de estudio de mitigación unilateral de una línea de 132 kV, se determina que tanto las corrientes inducidas como las tensiones que soportan los condensadores en las nuevas configuraciones son más reducidas que los casos de una única vuelta, lo que permite emplear condensadores de

menores capacidades y de menor potencia. Asimismo se realiza un estudio de sensibilidad de las configuraciones óptimas obtenidas, observándose que las nuevas configuraciones presentan un alto grado de sensibilidad a variaciones de los parámetros geométricos y eléctricos de la misma, por lo que se modifica el problema de optimización inicialmente planteado y se propone un procedimiento de diseño a fin de encontrar las soluciones óptimas de menor sensibilidad. Con las nuevas modificaciones se concluye que las configuraciones de dos lazos independientes de cuatro y ocho vueltas son las más recomendables en términos económicos y de eficiencia.

*- Impacto sobre la ampacidad de la línea*

La presencia de lazos en las proximidades de un tendido introduce nuevas fuentes de calor que elevan la temperatura de las fases, lo que puede influir negativamente en la capacidad de transporte de la línea. Por ello, en el capítulo 5 se propone un modelo magnetotérmico para las configuraciones de lazos independientes compensados de cuatro vueltas, completando la formulación desarrollada en el capítulo 4 con un modelo térmico basado en la norma UNE 21144. Para lograrlo se desarrollan nuevas expresiones del factor de efecto proximidad y la resistencia térmica externa para las disposiciones de cuatro conductores en contacto mutuo no consideradas en dicha norma, validándose el modelo completo mediante simulaciones en elementos finitos. El nuevo modelo se aplica a un ejemplo para el caso de dos lazos compensados independientes de cuatro vueltas. De su análisis se concluye que es posible encontrar soluciones de alto grado de mitigación que reducen la ampacidad de la línea en sólo un 5 % aproximadamente.

Con el nuevo modelo magnetotérmico es posible conocer las temperaturas de fases y lazos, lo que permite eliminar la restricción de distancia entre conductores de fase y lazos del problema de optimización, permitiendo encontrar configuraciones con lazos más próximos al tendido y, por tanto, de mayor eficiencia. Sin embargo, además de incrementar la temperatura sobre los conductores del tendido, esto incrementa la corriente en los lazos, y en consecuencia las pérdidas en éstos, lo que eleva los costes de operación durante el periodo de explotación de la línea. Por ello, se propone un nuevo problema de optimización para encontrar las soluciones de menor sensibilidad que maximicen la mitigación, pero con la mejor relación “eficiencia-coste” (*IS*). Es decir, el nuevo algoritmo permite seleccionar la solución más rentable en términos económicos y de eficiencia de entre todas las soluciones que proporcionan elevados niveles de mitigación.

### **8.1.2. Mitigación mediante pantallas abiertas**

La mitigación de líneas subterráneas mediante la utilización de pantallas abiertas se estudia en el capítulo 6, en el cual se analizan tres de las configuraciones más habituales: pantalla plana horizontal, pantalla en forma de U invertida y pantalla en forma de H. En los tres casos se estudia su funcionamiento en base a las características del material empleado: materiales de alta conductividad eléctrica (conductores) y alta permeabilidad magnética (ferromagnéticos). Las principales conclusiones y contribuciones obtenidas del análisis de esta técnica de mitigación son:

- Modelo de cálculo y análisis paramétrico

Sobre las tres configuraciones mencionadas se ha realizado un exhaustivo análisis paramétrico, a fin de determinar los aspectos que influyen de manera más notable en la eficiencia de las pantallas, considerando en su caso la presencia de huecos que interfieran en la eficacia de los mecanismos de mitigación implicados. Dada la dificultad inherente a este tipo de problemas, su análisis se realiza mediante técnicas numéricas basadas en el método de los elementos finitos (FEM), empleando para ello programas comerciales como GetDp o Comsol. De los resultados obtenidos se concluye que las pantallas abiertas presentan un mejor comportamiento cuando se utilizan materiales conductores como el cobre y el aluminio, siendo más elevada la eficiencia alcanzada cuanto mayores sean las dimensiones de la pantalla (ancho, espesor y altura según el caso), así como cuanto más próxima se sitúe del tendido mitigado. En cualquier caso, de las configuraciones analizadas destaca la mayor eficiencia de las pantallas en forma de H, aunque en cada situación deberán tenerse en cuenta las restricciones geométricas de la zanja para definir las dimensiones óptimas de cada tipo de pantalla.

- Efectos térmicos sobre la línea

La eficiencia de las pantallas aumenta cuanto más cercanas se instalen del tendido. Sin embargo esto puede acarrear problemas de sobrecalentamiento en las fases de la línea. Por ello, en el capítulo 7 se analiza el modelo magnetotérmico de las tres tipologías de pantallas consideradas, realizando un nuevo análisis paramétrico en el que se analiza el impacto de cada una de las dimensiones de las pantallas sobre la temperatura y ampacidad de la línea. De los resultados obtenidos se concluye que es posible encontrar configuraciones en las que la ampacidad no se ve reducida, especialmente cuando se emplean pantallas de cierto espesor, más elevado en caso de utilizar aluminio como material. Asimismo, se observa que en dichas circunstancias las pantallas se comportan como evacuadoras del calor generado en el tendido, lo que permite reducir la temperatura de las fases incluso por debajo de la temperatura existente cuando no hay pantallas presentes. Por otro lado, en base a los costes asociados al tipo de material empleado y los costes derivados de las pérdidas inducidas en las pantallas, se concluyó que las pantallas realizadas con cobre requerían un coste excesivo, siendo posible alcanzar los mismos niveles de eficiencia con pantallas de aluminio de mayor espesor a un precio mucho más reducido.

### **8.1.3. Comparación entre pantallas y lazos**

Dados los elevados niveles de mitigación que son capaces de proporcionar tanto los lazos pasivos de compensación como algunos tipos de pantallas, en el capítulo 7 se realizó una comparación de las prestaciones ofrecidas por dichas configuraciones mediante su aplicación a un mismo caso de ejemplo. En concreto se analizó el caso de la mitigación unilateral de una línea enterrada de 132 kV, lo que puso de manifiesto la mayor eficiencia de las configuraciones de lazos, ya que éstas concentran su efecto mitigador sobre el área de interés situada a varios metros del eje del tendido, mientras las pantallas siempre alcanzan su máxima eficiencia justo sobre el eje de la línea, desaprovechándose en gran medida sus prestaciones. Asimismo, debido al alto coste del conductor de cobre, se comprobó que también es posible obtener soluciones de alta eficiencia mediante configuraciones de dos lazos de cuatro espiras realizados con

conductor de aluminio, lográndose disposiciones de mayores prestaciones que las pantallas a un precio similar al de éstas, o incluso menor, por lo que se concluye que los lazos son claramente la opción más interesante en la mitigación unilateral de líneas subterráneas. No obstante, si se pretende mitigar sobre el tendido, también es posible encontrar soluciones basadas en lazos más eficientes y económicas que las pantallas.

## 8.2. Publicaciones

El trabajo desarrollado en la presente tesis ha derivado en varias publicaciones en conferencias internacionales y revistas incluidas en el JCR. Dichas publicaciones son:

- J. C. del Pino, P. Cruz, P. Dular, “*Parametric Analysis of Magnetic Field Mitigation Shielding for Underground Power Cables*”, European Association for the Development of Renewable Energy 2007, Icrepq’07.
- P. Cruz, J. Hoeffelman, J. C. del Pino, “*Mitigación de campos magnéticos en líneas subterráneas de potencia mediante el empleo de lazos pasivos*”, IEEE Latin America Trans., vol. 6, no. 1, pp. 59-65, Marzo 2008.
- J. C. del Pino, P. Cruz, “*The effectiveness of compensated passive loops for mitigating underground power cable magnetic fields*”, IEEE Trans. Power Delivery, 10.1109/TPWRD.2009.2039150, Febrero 2010.
- J. C. del Pino, P. Cruz, “*Thermal effects on the design of passive loops to mitigate the magnetic field generated by underground power cables*”, IEEE Trans. Power Delivery (pendiente de aceptación con cambios menores).
- J. C. del Pino, P. Cruz,, “*Effect of underground power cables magnetic field shielding on their ampacity*”, EMF-ELF 2011, Cigré, París 2011.

## 8.3. Propuestas de líneas futuras de investigación

En base a los resultados obtenidos en esta tesis, se ha visto la posibilidad de seguir investigando alrededor de la problemática de la reducción del campo generado por líneas eléctricas subterráneas. En este sentido, algunas propuestas sobre futuras líneas de investigación se presentan a continuación:

- Tal y como se comentó en el capítulo 1, la presencia de desequilibrios en la línea mitigada reduce la efectividad de las técnicas de mitigación pasiva, como son las pantallas y lazos estudiados en este documento. Por ello, es de especial interés realizar un estudio en mayor profundidad sobre la influencia de este aspecto en la eficiencia de ambas técnicas.
- Una vez analizado teóricamente el funcionamiento y comportamiento de lazos y pantallas, corresponde ahora validar experimentalmente los resultados obtenidos en este trabajo, empleando para ello un modelo a escala. Esto permitiría verificar los niveles de mitigación que son capaces de proporcionar, así como comprobar su sensibilidad a los parámetros eléctricos y geométricos observada en el desarrollo de esta tesis. De igual forma, la implementación de dicho modelo permitirá verificar los

efectos de ambas técnicas en la ampacidad de la línea mitigada y su sensibilidad ante la presencia de desequilibrios en el tendido.

- Comprobadas las prestaciones que ofrecen tanto lazos como pantallas, la utilización conjunta de ambas técnicas en la mitigación de una misma línea puede ofrecer resultados interesantes. En relación con este tema, ya se han realizado algunas simulaciones previas en las que es posible incrementar la eficiencia de una pantalla plana horizontal mediante la instalación en las proximidades del tendido de un lazo pasivo no compensado y otro compensado, lo que podría permitir encontrar configuraciones con eficiencias similares a las ofrecidas por pantallas más eficientes.
- Tal y como se ha podido observar durante la realización del estado del arte, existe la posibilidad de realizar pantallas abiertas mediante la instalación de varias capas alternando materiales conductores y ferromagnéticos. Por tanto, también es de interés el análisis de los niveles de mitigación proporcionados por estas combinaciones, así como su influencia en la capacidad de transporte de la línea mitigada.
- Puesto que en este documento se han analizado las principales configuraciones de pantallas abiertas, procede ahora continuar con el análisis de configuraciones cerradas (rectangular, tubular, raceway, etc.), tanto con materiales conductores como ferromagnéticos, analizando su eficiencia mitigadora y sus efectos térmicos sobre la línea.