AC SR 810 mm² 4 導体方式直流送電線の コロナ騒音およびラジオ雑音の予測法

正員 中野 幸夫 (電力中研)

正員 須永 孝隆 (電力中研)

Prediction Method of Audible Noise and Radio Noise Generated from HVDC Transmission Line with 4×3.84 cm Conductor Bundles

Yukio Nakano, Member, Yoshitaka Sunaga, Member (CRIEPI)

This paper describes a general prediction method of audible noise and radio noise generated from HVDC transmission lines with 4×3.84 cm conductor bundles. This method is based on the long-term test results of audible noise and radio noise arranged by the maximum conductor surface gradient in the presence of space charge. The feature of the method is as follows:

(i) It is applicable to 4×3.84 cm DC transmission lines with any line configuration and any polarity arrangement.

(ii) It has a high prediction accuracy because it is confirmed by a large quantity of measured data.

キーワード：直流送電線，コロナ騒音，ラジオ雑音，空間電荷

1. ま え が き

日本における将来の基幹送電線としての大容量直流送電線（UHV 直流送電線）は表 1 に示すような諸元のものが考えられている⁽¹⁾。また近年，送電線周囲の電気環境問題は送電線設計の重要な要素になってきており，直流送電線においてもコロナ騒音およびラジオ雑音は送電線の導体方式を決定する重要なパラメータである。このため，従来から±500 kV 以下の双極 1 回線送電線を主な対象としてコロナ騒音およびラジオ雑音の予測法の開発を行ってきた⁽²⁾⁽³⁾。

しかし，将来の UHV 直流送電線のような双極 2 回線配置の直流送電線から発生するコロナ騒音およびラジオ雑音の予測法を開発するためには，以下のような課題を更に考慮しなければならない。

(1) 電線表面に発生するコロナ放電によって生成された空間電荷は電線表面およびその周辺の電界分布に大きく影響を与え，更にはその影響が隣接する異極電線にまで及ぶが，双極 2 回線配置では正極電線およ

表 1 UHV 直流送電線の諸元

Table 1. Specifications of HVDC transmission line.

送電容量	5～10 GW
送電距離	数百 km
送電電圧	±400～±650 kV
回路構成	双極 2 回線

び負極電線が 2 本ずつ存在することから，図 1 に示す極配列ならびに電線の幾何学的配置による影響を考慮する必要がある。

(2) 直流送電線におけるコロナ騒音およびラジオ雑音は晴曇天時にその発生量が増加するが，晴曇天時のコロナ騒音およびラジオ雑音は気象条件や電線表面状態の影響を大きく受け，それらの条件の把握が難しいことから，予測法の精度を向上させるためには，あらゆる条件について大量のデータを収集してそれらを統計的特性として評価する必要がある。信頼性の高いデータを十分に収集するためには，一つのケースに

図1 極配列および電線配置
Fig.1. Polarity arrangement and line configuration.

について最低1年間程度の測定が必要と考えられるが、双極2回線配置では双極1回線配置と比較して考慮すべきパラメータの数が一層多いため、様々なケースに適用できる予測法を開発するためには多大な時間を必要とすることになる。

そこで著者らは、AC SR 810 mm² 4 導体方式双極2回線直流試験線においてコロナ騒音およびラジオ雑音の測定を3年間実施すると共に、考慮すべきパラメータの数を減らすため、コロナ騒音およびラジオ雑音の発生量を規定する主たるパラメータとして「空間電荷を考慮した最大導体表面電界 F_{max} 」を導入して以下の仮説を設定し、その妥当性を検証してきた⁽⁴⁾⁽⁵⁾。

「電線表面状態と気象条件が同一ならば、導体方式の同じ電線のコロナ騒音、ラジオ雑音の発生量は F_{max} によって決定され、周囲の電極系に依存しない」

本論文は、直流試験線における3年間の測定⁽⁶⁾⁽⁷⁾で得られた統計的に信頼度の高いデータと上記の仮説を用いて AC SR 810 mm² 4 導体方式直流送電線のコロナ騒音およびラジオ雑音の予測法を提案するものである。この予測法は大量の実測データによって裏打ちされているため予測精度が高く、しかも任意の極配列、電線配置に適用可能である。

2. AC SR 810 mm² 4 導体方式双極2回線直流試験線

コロナ騒音およびラジオ雑音の長期測定に用いた試験線を図2に示す。主な仕様は表2に示すとおりである。電線配置(図1に示すように、試験線径間中央における電線地上高 H 、垂直極間距離 C 、水平極間距離 W で表す)は電動ウィンチにより表2に示す範囲で変更可能である。ここでは $H=22$ m、 $C=16$ m、 $W=22$ m を基準電線配置とし、この配置を中心にして H 、 C 、 W を変化させた。また、電源側の母線の切換えによって任意の極配列を実現できる。ここでは双極2回線配置で考えられる極配列のうち図1に示した3種類の極配列について述べている。

なお、コロナ騒音およびラジオ雑音の測定値は課電

表2 直流試験線の仕様
Table 2. Specifications of HVDC test line.

回路構成	双極2回線
導体方式	ACSR 810 mm ² 4 導体
素導体間隔	40 cm
試験線の有効長	310 m
弛度	12 m
径間中央における上側電線地上高	26~47.5 m
径間中央における下側電線地上高	14.8~28.8 m
垂直極間距離の最小値	11.2 m
水平極間距離	14~30 m
課電圧	±350~±800 kV

図2 直流試験線
Fig. 2. HVDC test line.

図3 マイクロホンおよびループアンテナの位置
Fig. 3. Location of microphone and loop antenna.

圧、気象条件などの測定値と共にデータ集録装置によって1分ごとにサンプリングした。

〈2・1〉 コロナ騒音の測定 図3に示すように、試験線中央径間下にマイクロホンを設置し、精密騒音計により A 特性値を測定した。測定値は暗騒音の影響を補正した後、マイクロホンから供試電線までの距離の相違および供試電線長の相違に起因する影響を除くため、無限長電線から1 m離れた地点でのコロナ騒音レベル[コロナ騒音出力音圧レベル P_1 (dBa re. 20 μ Pa)]に換算した。換算式は次に示すとおりである。また、双極2回線配置ではコロナ騒音の主たる発生源である正極電線が2本あるが、両者の空間電荷を考慮した最大導体表面電界 F_{max} はほぼ等しくなるの

で両者からのコロナ騒音の発生量は等しいとした。

$$P_1 = P + 10 \log(r_1 r_2) + 10 \log\{\pi^2 / [4 \tan^{-1}(L/2r_1) \tan^{-1}(L/2r_2)]\} \dots\dots (1)$$

ここで、 P ：コロナ騒音測定値(dBA)， r_1 ， r_2 ：正極電線1および2とマイクロホンとの距離(m)， L ：試験線の有効長(m)

〈2・2〉 ラジオ雑音の測定 図3に示すように、

試験線中央径間下にループアンテナを設置し、旧JRTC規格のラジオ雑音測定器を用いて455 kHzのラジオ雑音レベルを測定した。また図2に示したように、測定径間と電源側径間の間にチョークコイルを挿入しラジオ周波数帯において測定径間を電源側から切離してある。

ラジオ雑音レベルの測定値からラジオ雑音電流発生量 I (dB re. 1 μ A/ $\sqrt{m}$) を求めるためには、正極導体において発生するラジオ雑音電流の伝搬計算が必要である。ここではチョークコイルのインピーダンスおよび鉄塔付近における電線の対地漂遊容量を図4のように仮定して計算を行った。また、コロナ騒音の場合と同様、2本の正極電線からのラジオ雑音電流発生量は等しいとした。ループアンテナにおける受信レベル L_r (dB re. 1 μ V) とラジオ雑音電流発生量 I との関係は、

図4 試験線の等価回路
Fig. 4. Equivalent circuit of test line.

表3 試験線のラジオ雑音レベル
換算係数 C_p (dB)

Table 3. Conversion coefficient of RI level C_p (dB) for test line.

電線配置			極配列		
H (m)	C (m)	W (m)	$P-1$ ($\oplus \oplus$) ($\ominus \ominus$)	$P-2$ ($\oplus \oplus$) ($\ominus \ominus$)	$PR-2$ ($\oplus \oplus$) ($\oplus \oplus$)
22	16	22	21.6	27.2	22.4
17	16	22	24.8	27.4	24.8
27	16	22	21.7	27.7	21.3
22	12	22	21.0	28.0	22.1
22	20	22	21.8	26.6	22.7
22	16	14	20.3	25.4	18.5
22	16	30	25.7	30.2	26.7

$$L_r = I + C_p \dots\dots\dots (2)$$

で与えられ、式内のラジオ雑音レベル換算係数 C_p (dB re. 1 $\Omega \sqrt{m}$) は上記の伝搬計算から表3のようになる。なお、計算法については文献(8)参照。

3. 空間電荷を考慮した最大導体表面電界

F_{max} の計算法

文献(4)，(5)，(9)と同様、以下の仮定を用いて電線周囲のイオン流場計算を行い、空間電荷を考慮した最大導体表面電界 F_{max} を求めた。

(1) 空間電荷は電界の大きさには影響を与えるが、電界の方向には影響を与えない (Deutsch の仮定)。

(2) イオン移動度は一定 (ここでは試験線直下におけるイオン移動度の測定結果⁽¹⁰⁾ から正イオン移動度 1.3 $cm^2/V \cdot s$ および負イオン移動度 1.6 $cm^2/V \cdot s$ を用いた)。

(3) 電線表面上の発生イオン電流密度 j_0 (pA/ cm^2) と空間電荷を考慮した電線表面上の電界 F (kV/cm) との間には周囲の電極系に依存しない次の関係式が成り立つ。

$$j_0 = (K_2/K_1) \exp\{0.28(K_1 F - 25.0) + 7.0\} \dots\dots\dots (3)$$

$$K_1 = G_{max}/G$$

$$= \frac{\{1 + (Nb - 1)d/2Rb\}}{\{1 + (Nb - 1)d \cos \theta/2Rb\}} \dots\dots\dots (4)$$

$$K_2 = (0.65 + 0.195Nb)(d/2.53)^2 \dots\dots\dots (5)$$

$$2Rb = Sb/\sin(\pi/Nb) : \text{導体束直径} \dots\dots\dots (6)$$

ここで、 G_{max} ， G ：それぞれ静電界計算による最大導体表面電界(kV/cm)および電線表面上の任意の点の電界(kV/cm)， d ：素導体直径(cm)， Nb ：素導体数， Sb ：素導体間隔(cm)， θ ：各素導体の最大電界方向からの角度

次に、定常イオン流場の電界を表す基本式は次のとおりである。

$$\text{div } \mathbf{E} = (\rho^+ - \rho^-)/\epsilon_0 \dots\dots\dots (7)$$

$$\mathbf{j}^+ = \mu^+ \rho^+ \mathbf{E} \dots\dots\dots (8)$$

$$\mathbf{j}^- = \mu^- \rho^- \mathbf{E} \dots\dots\dots (9)$$

$$\mathbf{j} = \mathbf{j}^+ + \mathbf{j}^- \dots\dots\dots (10)$$

$$\text{div } \mathbf{j}^+ = -R_a \rho^+ \rho^- / e \dots\dots\dots (11)$$

$$\text{div } \mathbf{j}^- = R_a \rho^+ \rho^- / e \dots\dots\dots (12)$$

$$\mathbf{E} = -\text{grad } \Phi \dots\dots\dots (13)$$

ここで、 $\mathbf{E}$ ：空間電荷を考慮した電界， $\mathbf{j}$ ：イオン電流密度， ρ ：空間電荷密度， ϵ_0 ：真

図 5 課電圧に対する $F_{\max}$
Fig. 5. Applied voltage vs. $F_{\max}$.

空の誘電率, μ : イオン移動度, R_a : 正負イオン再結合係数 ($2.2 \times 10^{-6} \text{ cm}^2/\text{s}$), e : 電荷素量, ϕ : 空間電位, +, -: 各々正イオンおよび負イオン

仮定(1)を用いて(7)~(13)式を静電気力線に沿った一次元の形に書き直し, イオン流場計算を行って, (3)式を満足するような電線表面上の電界 F を計算する。このような計算を電線表面の各点について行い, F の最大値から $F_{\max}$ を求める。

計算結果の一例として, 極配列 P-1(⊗⊗), 基準電線電置 ($H=22 \text{ m}$, $C=16 \text{ m}$, $W=22 \text{ m}$) の場合の課電圧に対する $F_{\max}$ を図 5 に示す。課電圧の上昇に伴い電線上に発生するコロナ放電が活発化し, 発生した空間電荷は電線表面の電界を下げるように作用する。

4. コロナ騒音およびラジオ雑音の発生量の回帰式

試験線におけるコロナ騒音およびラジオ雑音の測定データのうち, 測定時間の最も長かった基準電線配置 ($H=22 \text{ m}$, $C=16 \text{ m}$, $W=22 \text{ m}$) の場合について, コロナ騒音出力音圧レベル P_1 およびラジオ雑音電流発生量 Γ を空間電荷を考慮した最大導体表面電界 $F_{\max}$ に対して整理すると, 各々図 6, 図 7 のようになる。ただし, 直流送電線のコロナ騒音およびラジオ雑音の発生量は冬季および降雨時に著しく低下するので, ここでは春夏秋冬 (4 月~11 月) の晴曇天時に測定した結果のみを整理の対象とした。図内の $\circ$, Δ , $\square$ は各々が極配列 P-1(⊗⊗), P-2(⊗⊗), PR-2(⊗⊗) のデータであることを示し, また各々はその $F_{\max}$ に対する測定平均値を示す。図 6, 図 7 からわかるように

図 6 $F_{\max}$ に対する P_1
Fig. 6. $F_{\max}$ vs. P_1 .

図 7 $F_{\max}$ に対する Γ
Fig. 7. $F_{\max}$ vs. Γ .

$F_{\max}$ について整理した P_1 および Γ はいずれの極配列の間でもほぼ一致し, 本論文の冒頭で述べた仮説「電線表面状態と気象条件が同一ならば, 導体方式の同じ電線のコロナ騒音, ラジオ雑音の発生量は $F_{\max}$ によって決定され, 周囲の電極系に依存しない」の妥当性を示している。

図 6, 図 7 において最小 2 乗法を用いて $F_{\max}$ に対する P_1 , Γ の一次回帰式を求めると,

$$P_1 = 3.05 F_{\max} - 12.5 \dots \dots \dots (14)$$

$$\Gamma = 2.60 F_{\max} - 20.5 \dots \dots \dots (15)$$

となる。両図内の実線はこの回帰直線を表す。なお、この回帰式を求めるために使用したデータ数はコロナ騒音が19,889個、ラジオ雑音が6,078個であった。

(14)、(15)式を用いることによってACSR 810 mm² 4 導体方式直流送電線のコロナ騒音およびラジオ雑音の予測が可能である。予測のためのフローを以下に示す。

(1) コロナ騒音およびラジオ雑音を予測すべき送電線の電線配置と極配列から空間電荷を考慮した最大導体表面電界 $F_{\max}$ を計算する。

(2) 求めた $F_{\max}$ と(14)、(15)式からコロナ騒音出力音圧レベル P_1 およびラジオ雑音電流発生量 Γ を求める。

(3) コロナ騒音およびラジオ雑音の伝搬放射特性の計算を行い、任意の地点のコロナ騒音レベルおよびラジオ雑音レベルを求める。実用送電線のラジオ雑音レベルを求める場合には図4に示した線路両端のインピーダンスは無視し、無限長線路と仮定して伝搬放射特性の計算を行う。なお、計算法については文献(11)参照。

5. 予測法の検証

ここでは提案する予測法の有効性を検証するため、

図8 電線地上高を変えた場合のコロナ騒音レベルの予測値と測定値の比較
〔極配列 PR-2(⊗⊗)〕

Fig. 8. Comparison of audible noise level between predicted and measured for changing line height (polarity arrangement PR-2(⊗⊗)).

図1に示した3種類の極配列について試験線の電線配置を変えて予測値と測定値を比較した。比較の例として、極配列 PR-2(⊗⊗) について電線地上高 H を変えた場合、極配列 P-2(⊕⊕) について垂直極間距離 C を変えた場合、極配列 P-1(⊕⊕) について水平極間距離 W を変えた場合の結果を示す。図8～図10がコロナ騒音の場合、図11～図13がラジオ雑音の場合である。測定値は(14)、(15)式を求めるために用いたデータと同様、春夏秋冬(4月～11月)の晴天時に測定したデータの平均値で標準偏差も併記してある。また、各測定ポイントのデータ数の平均値はコロナ騒音が1,149個、ラジオ雑音が654個である。

これらの例を含めて比較しうるすべてのケースについて予測値と測定値は、コロナ騒音の場合には4 dBA 以内の範囲で、また、ラジオ雑音の場合についても4 dB 以内の範囲で一致した。このことは本予測法の適用範囲の広さと精度の高さを示している。

また、図8 (H に対するコロナ騒音レベル) と図11 (H に対するラジオ雑音レベル)、および図9 (C に対するコロナ騒音レベル) と図12 (C に対するラジオ雑音レベル) では、電線配置の変化に対してコロナ騒音レベルとラジオ雑音レベルは非常によく似た傾向で変化している。しかし、図10では W の増加に伴いコロナ騒音レベルが減少しているのに対し、図

図9 垂直極間距離を変えた場合のコロナ騒音レベルの予測値と測定値の比較
〔極配列 P-2(⊕⊕)〕

Fig. 9. Comparison of audible noise level between predicted and measured for changing vertical pole spacing (polarity arrangement P-2(⊕⊕)).

図 10 水平極間距離を変えた場合のコロナ騒音レベルの予測値と測定値の比較
〔極配列 P-1 (⊕⊖)〕

Fig. 10. Comparison of audible noise level between predicted and measured for changing horizontal pole spacing [polarity arrangement P-1 (⊕⊖)].

図 12 垂直極間距離を変えた場合のラジオ雑音レベルの予測値と測定値の比較
〔極配列 P-2 (⊕⊕)〕

Fig. 12. Comparison of radio noise level between predicted and measured for changing vertical pole spacing [polarity arrangement P-2 (⊕⊕)].

図 11 電線地上高を変えた場合のラジオ雑音レベルの予測値と測定値の比較
〔極配列 PR-2 (⊕⊕)〕

Fig. 11. Comparison of radio noise level between predicted and measured for changing line height [polarity arrangement PR-2 (⊕⊕)].

図 13 水平極間距離を変えた場合のラジオ雑音レベルの予測値と測定値の比較
〔極配列 P-1 (⊕⊖)〕

Fig. 13. Comparison of radio noise level between predicted and measured for changing horizontal pole spacing [Polarity arrangement P-1 (⊕⊖)].

13ではラジオ雑音レベルの予測値は W の増加に伴いいったん減少してから増加している (V 特性を示している)。これは以下のような理由による。

図8, 図11[PR-2($\oplus\oplus$)]の場合は H の増加に対して, 図9, 図12[P-2($\oplus\oplus$)]の場合は C の増加に対して, また図10, 図13[P-1($\oplus\oplus$)]の場合は W の増加に対して, 電線の $F_{\max}$ (空間電荷を考慮した最大導体表面電界)は減少する。従って, (14), (15)式からわかるように, コロナ騒音およびラジオ雑音の発生量 (P_1 および Γ) は減少する。しかも, コロナ騒音の場合には, 図3からわかるように, H, C, W の増加に伴い電線からマイクロホンまでの距離も増加するのでマイクロホン位置でのコロナ騒音レベルは減少するのである。しかし, ラジオ雑音の場合には正極電線で発生したラジオ雑音電流によって他の電線にも電流が誘起されるため, 図3のループアンテナ位置におけるラジオ雑音レベルを求めるためには, 4本の電線を通るラジオ雑音電流の寄与をすべて合成する必要がある。これらを考慮して Γ からラジオ雑音レベルを求めるための係数が表3に示したラジオ雑音レベル換算係数 C_p であった。表内の C_p の値からわかるように, 図11(極配列 PR-2($\oplus\oplus$))の場合は H の増加に対して, 図12[P-2($\oplus\oplus$)]の場合は C の増加に対して C_p は減少する。このため, (2)式において, H, C の増加に伴って $F_{\max}$ が減少して Γ が減少すると共に C_p も減少するのでループアンテナ位置でのラジオ雑音レベルは減少するのである。しかし, 図13[P-1($\oplus\oplus$)]の場合は W の増加に伴い C_p が増加する。従って, W の増加に伴って $F_{\max}$ が減少して Γ が減少すると同時に C_p が増加するためループアンテナ位置でのラジオ雑音レベルの予測値が V 特性になるのである。

6. 検 討

図8～図10に示した試験線の線路条件でのコロナ騒音の予測値は, 実用送電線のように線路長が無限と仮定できる送電線の予測値としてもほぼそのまま通用する[試験線のコロナ騒音レベルと無限長線路のそれとの差は, (1)式の右辺第3項から計算でき, 1 dBA 未満である]。しかし, 図11～図13に示した試験線の線路条件でのラジオ雑音の予測値は線路長が無限と仮定できる送電線の予測値とは大きく異なる。このため, 試験線と同様の極配列, 電線配置, 大地導電率をもつ無限長線路のラジオ雑音レベルを文献(11)の方法を用いて計算し, それに及ぼす極配列および電線配置

の影響について検討した。コロナ騒音についても同様の検討を行った。主な検討結果は以下のとおりである。なお, コロナ騒音レベルを予測した地点は図3に示したマイクロホンの位置で, ラジオ雑音レベルを予測した地点は図3に示したループアンテナの位置である。

<6・1> コロナ騒音

(1) 図14～図16からわかるようにコロナ騒音レ

図14 電線地上高を変えた場合のコロナ騒音レベルの予測値 (無限長線路)

Fig.14. Predicted audible noise level for changing line height (Infinite line).

図15 垂直極間距離を変えた場合のコロナ騒音レベルの予測値 (無限長線路)

Fig.15. Predicted audible noise level for changing vertical pole spacing (Infinite line).

図 16 水平極間距離を変えた場合のコロナ騒音レベルの予測値 (無限長線路)

Fig. 16. Predicted audible noise level for changing horizontal pole spacing (Infinite line).

ベルが最も低くなる極配列は $P-2(\oplus\oplus)$ である。 $P-1(\oplus\oplus)$ は $P-2(\oplus\oplus)$ よりも 4~11 dBA 高く、 $PR-2(\oplus\oplus)$ は $P-2(\oplus\oplus)$ よりも 3~4 dBA 程度高い。

(2) 図 14 からわかるように、電線地上高を 17 m から 27 m に増しても線下のコロナ騒音レベルは、1~3 dBA 程度しか低下しない。電線地上高の増加はコロナ騒音対策上あまり有効でない。

(3) 図 15 からわかるように、垂直極間距離を 12 m から 20 m に増すことによってコロナ騒音レベルは、9~12 dBA 程度低下する。垂直極間距離の増加はコロナ騒音対策上非常に有効である。

(4) 図 16 からわかるように、水平極間距離を 14 m から 30 m に増すことによってコロナ騒音レベルは、 $P-1(\oplus\oplus)$ の場合には 4 dBA 程度低下するが、 $P-2(\oplus\oplus)$ および $PR-2(\oplus\oplus)$ の場合には 2 dBA 程度増加する。

〈6・2〉 ラジオ雑音

(1) 図 17~図 19 からわかるように、ラジオ雑音レベルが最も低くなる極配列はコロナ騒音の場合と同様、 $P-2(\oplus\oplus)$ である。 $P-1(\oplus\oplus)$ 、 $PR-2(\oplus\oplus)$ は $P-2(\oplus\oplus)$ よりも 2~8 dB 程度高い。

(2) 図 17 からわかるように、電線地上高を 17 m から 27 m に増しても線下のラジオ雑音レベルは、1~2 dB 程度しか低下しない。コロナ騒音の場合と同様、電線地上高の増加はラジオ雑音対策上あまり有効

図 17 電線地上高を変えた場合のラジオ雑音レベルの予測値 (無限長線路)

Fig. 17. Predicted radio noise level for changing line height (Infinite line).

図 18 垂直極間距離を変えた場合のラジオ雑音レベルの予測値 (無限長線路)

Fig. 18. Predicted radio noise level for changing vertical pole spacing (Infinite line).

でない。

(3) 図 18 からわかるように、垂直極間距離を 12 m から 20 m に増すことによってラジオ雑音レベルは 6~10 dB 程度低下する。コロナ騒音の場合と同様、垂直極間距離の増加はラジオ雑音対策上非常に有効である。

(4) 図 19 からわかるように、水平極間距離を 14 m から 30 m に増すことによってラジオ雑音レベルは、

図 19 水平極間距離を変えた場合のラジオ雑音レベルの予測値 (無限長線路)

Fig.19. Predicted radio noise level for changing horizontal pole spacing (Infinite line).

$P-1$ (⊕⊕) の場合には 2~3 dB 程度低下するが、 $P-2$ (⊕⊕) の場合には 3 dB 程度、 $PR-2$ (⊕⊕) の場合には 5 dB 程度増加する。また、水平極間距離が 19 m 程度以下では $PR-2$ (⊕⊕) のラジオ雑音レベルは $P-1$ (⊕⊕) のものより低い。

7. む す び

本論文は AC SR 810 mm² 4 導体方式の直流送電線から発生するコロナ騒音およびラジオ雑音の予測法を提案するものである。提案する方法の特長は以下のとおりである。

- (1) AC SR 810 mm² 4 導体方式の直流送電線ならば、あらゆる極配列、電線配置に適用可能である。
- (2) 大量の実測データに裏打ちされており、予測精度が高い。

また、本予測法を用いて実用送電線のコロナ騒音レベルおよびラジオ雑音レベルを予測し、それらに及ぼす極配列および電線配置の影響について検討した。

(平成 2 年 7 月 25 日受付)

文 献

- (1) UHV 送電特別委員会: 「UHV 直流送電に関する研究」, 電中研委員会報告 Z 85802 (昭 60)
- (2) Fukushima, Tanabe & Nakano: "Prediction Method and Subjective Evaluation of Audible Noise based on Results at the Shiobara HVDC Test Line", *IEEE Trans. Power Delivery*, **PWRD-2**, 1170 (1987)
- (3) UHV 送電研究推進委員会: 「大電力直流送電に関する基礎研究」, 電中研総合報告, No. 107 (昭 56)
- (4) Nakano & Sunaga: "Availability of Corona Cage for Predicting Audible Noise Generated from HVDC Transmission Line", *IEEE Trans. Power Delivery*, **PWRD-4**, 1422 (1989)
- (5) Nakano & Sunaga: "Availability of Corona Cage for Predicting Radio Interference Generated from HVDC Transmission Line", *ibid.*, **PWRD-5**, 1436 (1990)
- (6) Nakano & Fukushima: "Statistical Audible Noise Performance of Shiobara HVDC Test Line", *ibid.*, *IEEE Transactions on Power Delivery*, **PWRD-5**, 290 (1990)
- (7) 甘楽・笹野: 「塩原 UHV 直流試験線によるイオン流およびコロナ特性の基礎研究 (IV) 4×810 mm² 双極 2 回線のラジオ雑音特性」, 電中研研究報告, No. 185018 (昭 60)
- (8) 須永・原田: 「送電線のラジオ雑音伝搬の解析 不均一線路の計算法」, 同上, No. 186002 (昭 61)
- (9) Sunaga & Sawada: "Method of Calculating Ionized Field of HVDC Transmission Lines and Analysis of Space Charge Effects on RI", *IEEE Trans. Power Apparatus Syst.*, **PAS-99**, 605 (1980)
- (10) Suda & Sunaga: "Small Ion Mobility Characteristics under the Shiobara HVDC Test Line", *IEEE Trans. Power Delivery*, **PWRD-5**, 247 (1990)
- (11) "Transmission Line Reference Book 345 kV and Above/ Second Edition", Electric Power Research Institute (1982)

中 野 幸 夫 (正員)

昭和 32 年 3 月 4 日生。56 年 3 月名古屋大学大学院工学研究科電気工学専攻博士課程前期課程修了。同年 4 月(財)電力中央研究所入所, 現在に至る。主として, 架空送電線の電気環境問題および赤外線加熱に関する研究に従事。IEEE, 赤外線技術研究会会員。

須 永 孝 隆 (正員)

昭和 21 年 2 月 26 日生。45 年 3 月神戸大学大学院工学研究科電気工学専攻修士課程修了。同年 4 月(財)電力中央研究所入所, 現在に至る。主として, 電線に発生するコロナ放電, がいしに発生する部分放電, 直流送電線から発生するイオン流などに関する研究に従事。