簡易気象モニタクラスタを利用した局所エリアの WBGT 二次元推定と予測

押元　真和*，脇坂　颯，滝川　浩史（豊橋技術科学大学）
平塚　元久，白坂　敬之助，伊藤　和彦（株式会社エイム）

Two-Dimensional Estimation and Forecasting of WBGT in Local Areas Using a Simple Weather-Monitoring Cluster.
Oshimoto Mao, Hayate Wakisaka, Hirofumi Takikawa (Toyohashi University of Technology)
Motohisa Hiratsuka, Keinosuke Shirasaka, Kazuhiko Ito (AIM Co., Ltd)

１．まえがき

我々は，太陽光発電施設における発電量の直近予測を目的としたシステムの開発を進めている(1)。同システムは，地上に設置した IoT 簡易気象観測モニタクラスタからの気象変数（水平面日射量，気温，湿度）データを用いている。今回，同システムに付加価値を与えるため，太陽光発電予測以外への利用として，熱中症対策の指標となる湿球黒球温度（WBGT：Wet Bulb Globe Temperature）の現状値と予測値を二次元（2D）的に提供する手法を検討することにした。

２．WBGT の 2D 推定と予測

WBGT の推定および予測法を Fig.1 に示すとともに，次に説明する。

＜STEP 1：WBGT 近似式の構築＞　環境省では，小野・登内が提案した WBGT 近似を用いている(2)。我々は風速を計測していないこと，また，WBGT 近似において風速の項の影響は極めて小さいことから，風速を無視してよいと判断した。また，簡単化のため，切片項も不要と判断した。これの判断のもと，小野・登内の近似式から風速項および切片項を用いない WBGT 近似式を構築することにした。豊橋における WBGT は不明であるため，名古屋のデータを用いて近似式を求め，豊橋に適用することにした。

＜STEP2：過去 WBGT 計算＞　発電予測対象（発電施設）地点・モニタ地点に対し，観測システムのデータを用い，構築近似式を用い，2025 年 6～9 月の WBGT を計算。

＜STEP 3：WBGT の各位置相関＞　発電予測対象地点と各モニタ地点との間の過去 WBGT の相関を 2025 年 6~9 月間平均で導出。

＜STEP 4：現在 WBGT の推定＞　発電予測対象地点および各モニタ地点の環境変数計測値から現在の WBGT を推定。

＜STEP 5：環境変数の予測＞　開発中の太陽光発電量予測システムを用い，発電予測対象地点の 3 時間先までの気象変数（水平面日射量，気温，湿度）を予測。

＜STEP 6：未来 WBGT の予測＞　発電予測対象地点における 3 時間先までの気象変数予測値に対して，WBGT 近似式を適応させ WBGT 予測値を導出。その予測値に対して位置相関値を適応し，モニタ地点の WBGT を予測。

＜STEP 7：2D 化＞　各位置の WBGT 値を用い，加重平均により局所エリアの二次元マップを作成。

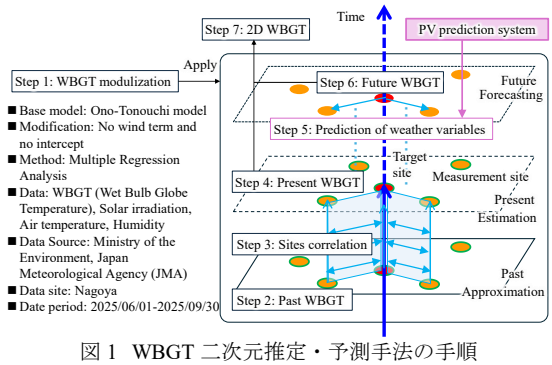


図 1　WBGT 二次元推定・予測手法の手順
Fig.1 Procedure for 2D WBGT Estimation and forecasting.

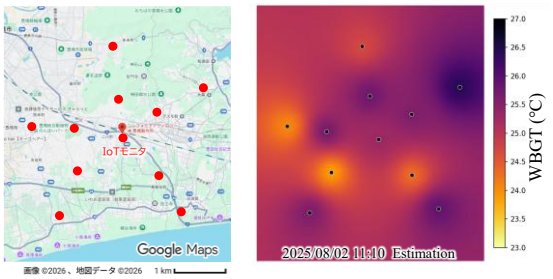


図 2　IoT 気象モニタの配置と 2D WBGT の一例
Fig.2. Locations of IoT monitors and an example of 2D WBGT.

＜STEP 7：2D 化＞　各位置の WBGT 値を用い，加重平均により局所エリアの二次元マップを作成。

Fig.2 に実施例を示す。左図は IoT センサの配置である。右図は 2025/08/02 11:10 の 2D WBGT 推定である。同図から，このエリアにおいて約 3℃の分布があることがわかった。

謝辞　本研究の一部は，経済産業省「成長型中小企業等研究開発支援事業（Go-tech 事業）」およびパワーアカデミー研究助成により支援されたものである。

文　献

(1) 押元真和，他，日本太陽エネルギー学会研究発表会，A1-4，2025
(2) 小野雅司・登内道彦：日生気誌 50(4)，147-157，2014

©2026 IEE Japan

モデル入力平均法と Extra Trees を用いたエリア PV 発電量の前日予測

矢部　雄大*，崔　錦丹，植田　譲（東京理科大学）

Day-ahead Area PV Power Generation Forecasting Using Model Input Averaging and Extra Trees

Yudai Yabe*,　Jindan Cui,　Yuzuru Ueda (Tokyo University of Science)

１．はじめに

近年の再生可能エネルギーの導入拡大に伴い，太陽光発電が電力供給において重要な役割を担っている。一方で，PV 発電量は天候の影響を受けて変動するため，電力系統の安定運用を維持するためには，エリア全体の PV 発電量を正確に予測することが不可欠となる。さらに，エリア単位の発電量予測において，広域に分布する PV 設備の発電量を個別に計算する場合では，膨大な計算負荷がかかり実装が困難であるという課題がある。

本研究では，予測対象エリア全域に設置された PV 発電設備を巨大な一つの発電所としてみなして予測するモデル入力平均法と，物理統計モデルおよび機械学習(Extra Trees)を組み合わせたエリア発電量の前日予測を行う。

２．使用データ

＜2・1＞気象予報データ

気象予報データとして，東京電力管内の各市町村における数値予報モデル GPV-GSM 予測値[1]の水平面日射量，気温，風速（1 時間値）を 3 年分使用した。（2020～2022 年度）

＜2・2＞PV 設備導入量

FIT/FIP 制度に基づく市町村別の導入量データ[2]3 年分を使用した。（2020～2022 年の 3 か月更新）

＜2・3＞エリア発電量実測値

一般送配電事業者が公開している東京電力管内の発電量実績値[3]（1 時間値）を使用した。

３．提案手法

＜3・1＞エリア気象データの集約

エリア全体に分散する各地点の気象予報データを単一の気象データセットへと集約する際，PV 導入量の偏りを考慮するため各市町村の設備導入量を用いた加重平均を行う。d 日の市町村 i における重み $W_{i,d}$ は式(1)のように決定する。

$$W_{\mathrm{i,d}} = \frac{P_{\mathrm{res,i}} + P_{\mathrm{mega,i}}}{\sum_{i=1}^{N}\left(P_{\mathrm{res,i}} + P_{\mathrm{mega,i}}\right)} \tag{1}$$

ここで，$P_{\mathrm{res,i}}$ は市町村 i の住宅用 PV の設備導入量，$P_{\mathrm{mega,i}}$ は市町村 i のメガソーラーの設備導入量を表す。

＜3・2＞物理・統計モデルによる発電量予測

本研究では，GPV データから取得した水平面全天日射量を用い，PV 発電量を計算するため，傾斜面日射量への変換を行う。その際，Erbs モデル[4]，Perez モデル[5]を用いて，日射の直達成分，散乱成分，反射成分を考慮し，傾斜面日射量を推定する。

エリア PV 発電量の算出には，PV 設備容量 P_{AS}[kW]，基準太陽光 G_S $(= 1.0[\mathrm{kW/m^2}])$，推定傾斜面日射量 H_{Ag} を用いて以下の式(2)[6]により計算を行う。

$$E_{\mathrm{phy}} = P_{\mathrm{AS}} \times \frac{H_{\mathrm{Ag}}}{G_{\mathrm{S}}} \times K_{\mathrm{T}} \times K_{\mathrm{O}} \tag{2}$$

ここで，K_T 及び K_{O} はそれぞれ温度損失係数，その他損失係数を表している。温度損失係数 K_{T} は式(3)から算出する。

$$K_{\mathrm{T}} = 1 + \{\alpha_{\mathrm{Pmax}} \cdot (T_{\mathrm{PA}} - T_{\mathrm{S}})\} \tag{3}$$

ここで，T_S $(= 25℃)$は STC でのモジュール温度で，α_{Pmax} $(= -0.45[\%/℃])$ は太陽電池モジュールの温度係数である。また，10kW 未満の PV システムを住宅用，10kW 以上の PV システムをメガソーラーとし，それぞれで異なるその他損失係数，PV 設置条件を表 1 のように設定する。

表 1　その他損失係数および PV 設置条件

Table1. PV installation conditions and other loss factors

	その他損失	傾斜角	設置方位角
住宅用	0.81	25°	西：東：南 = 2：2：6
メガ	0.90	15°	西：東：南 = 1.5：1.5：7

また，本研究では，過積載も考慮できるモデルを構築するために，メガソーラーにおいて過積載を 1.2 倍と設定した。

＜3・3＞機械学習(Extra Trees)による予測誤差補正

Extra Trees は，Random Forest をさらにランダム化させたモデルであり，分割点をランダムに決定することで，計算速度を高速にし，かつ過学習やノイズに対する耐性が極めて高いという特長を持つ。

学習に用いる説明変数および目的変数を表 2 に示す。

表 2　説明変数および目的変数

Table2. Features and target variable

説明変数	目的変数
・エリア平均気象予報データ（日射量，気温，風速） ・物理モデルの予測値 E_{phy} ・年周期および日周期(sin, cos)	・物理モデルの予測誤差 $\left(= E_{\mathrm{mea}} - E_{\mathrm{phy}}\right)$

©2026 IEE Japan

年周期および日周期に関しては，時間的･季節的な周期変動を学習させるために，正弦（sin）および余弦（cos）成分に変換してモデルに入力する。

また，本研究においては，2020 年～2021 年度の 2 年分を学習データ，2022 年の 1 年分を検証データとしてモデルの評価を行った。

4. 結果と考察

＜4・1＞エリア発電量の年間定量的評価

本研究では，対象エリアの総 PCS 設備容量で除して正規化した NRMSE（Normalized Root Mean Square Error）および NMAE（Normalized Mean Absolute Error）を用いてモデルの定量的評価を行った。

表 3 に 2022 年のエリア発電量の年間定量的評価を示す。

表 3　年間定量的評価

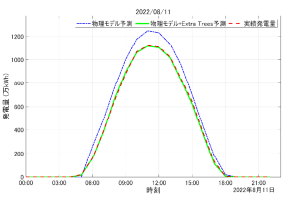
Table3. Annual quantitative evaluation

月	NRMSE[%]	NMAE[%]
1	6.05	3.99
2	5.44	3.18
3	6.06	3.93
4	10.62	6.97
5	9.18	6.41
6	7.81	5.32
7	7.29	5.21
8	7.49	4.98
9	9.67	6.69
10	7.90	5.26
11	5.44	3.94
12	5.76	3.63
年間	7.64	5.04

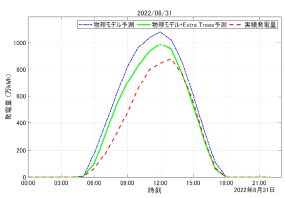
表 3 に示すように，11 月から 3 月にかけての冬期における NRMSE は 5～6%と高精度な予測結果となった。これは，対象エリアである関東地方の冬期は晴天率が高く，日射量変動が比較的安定しているという地域特性によるものと考えられる。対照的に，4 月から 5 月，および 9 月においては NRMSE が 9～10%と相対的に高い値を示している。この要因は，春季や秋季は天候の周期的な変化が激しく，気象予報の難易度が増すことに加え，日射量の変動自体も大きくなることであると考えられる。

＜4・2＞エリア発電量の時系列予測結果

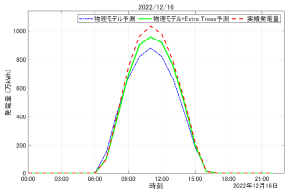
代表日として 2022 年の 8 月 11 日, 8 月 31 日, 12 月 16 日, 12 月 13 日の 4 日の予測結果を図 1 に示す。



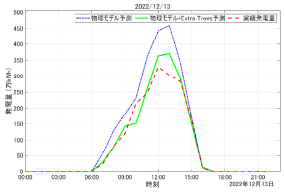
(a) 8 月 11 日(夏の晴天日)



(b) 8 月 31 日(夏の曇天日)



(c) 12 月 16 日(冬の晴天日)



(d) 12 月 13 日(冬の曇天日)

図 1　代表日における予測結果

Fig1. Predicted results on the representative day

図 1 の結果から, Extra Trees は曇天時に生じる空間平均化由来の過大評価を効果的に抑制できており，晴天時における夏冬特有の季節バイアスも修正していることがわかる。

＜4・3＞Extra Trees の優位性評価

Random Forest, Extra Trees それぞれを用いて，物理モデルの予測誤差を補正した場合の評価結果を表 4 に示す。

表 4　Random Forest および Extra Trees の比較

Table4. Comparison of Random Forest and Extra Trees

	NRMSE[%]	NMAE[%]
Random Forest	7.74	5.12
Extra Trees	7.64	5.04

計算速度の観点においても, Extra Trees は, Random Forest と比較して約 4 倍の高速化を実現しており，高精度かつ高速性にエリア発電量予測を行うことができるといえる。

5. まとめと今後の課題

本研究では，モデル入力平均法と物理統計モデルおよび Extra Trees を用いたエリア発電量の前日予測手法を提案した。今後は，春季および秋季では予測精度が低下するという課題を解決するため，特徴量の追加やその他損失係数などの物理モデルパラメータの最適化を行う予定である。

この成果の一部は, NEDO（国立研究開発法人新エネルギー・産業技術総合開発機構）の受託業務(JPNP25011)の結果得られたものである。

文　　献

（1）一般財団法人気象業務支援センター：全球数値予報モデル GPV（全球域・日本域）
https://www.jmbsc.or.jp/jp/online/file/f-online10100.html
（閲覧日：2025 年 12 月 10 日）

（2）経済産業省 資源エネルギー庁 : 再生可能エネルギー事業計画認定情報
https://www.fit-portal.go.jp/PublicInfoSummary
（閲覧日：2025 年 12 月 10 日）

（3）東京電力パワーグリッド株式会社：エリア需給実績データ
https://www.tepco.co.jp/forecast/html/area_jukyu_p-j.html
（閲覧日：2025 年 12 月 10 日）

（4）D.G.Erbs, S.A Klein and J.A Duffie：”Estimation of the Diffuse Radiation Fraction for Hourly, Daily and Monthly-Average Global Radiation”, Solar Energy, Vol.28, No.4, p292-302(1982)

（5）R.Perez, et.al：”A New simplified version of the perez diffuse irradiance model for tilted surfaces”, Solar Energy, Vol.39 pp.221-231(1987)

（6）日本産業規格：JIS C 8907 太陽光発電システムの発電電力量推定

©2026 IEE Japan

日射量予測値の誤差補正を導入したスタッキングモデルによるPV発電量前日予測

柳沢　光輝*，崔　錦丹，植田　譲（東京理科大学）

Day-ahead PV Power Forecasting Using a Stacking Model with Solar Irradiance Error Correction

Koki Yanagisawa, Jindan Cui, and Yuzuru Ueda (Tokyo University of Science)

１．はじめに

近年，地球温暖化対策やエネルギー安全保障の観点から太陽光発電の導入が急拡大しており，電力系統の安定運用には高精度な発電量予測が不可欠である。本研究では，物理モデルと機械学習を融合したハイブリッド手法の枠組みを活用しつつ，スタッキングモデルによる予測精度の向上を図る。さらに，過去の類似気象パターンから日射量予測値の誤差傾向を抽出し特徴量としてモデルに組み込む補正手法を導入する。これにより，複雑な気象変動や多様な設置環境に適応可能な高精度かつ汎用的な予測手法の確立を目指す。

２．使用データ

本研究では，北杜市のPVシステムにおける，2020~2022年の 3 年間の 1 時間値データ(1)を使用した。学習期間を2020~2021年の2年間，評価期間を2022年の1年間とした。気象データとして，数値予報モデルGPV(GSM)(2)より，水平面全天日射量，気温，風速を用い，前日 9:00(JST)時点で取得可能な予測値から翌日 24 時間を予測する。

３．提案手法

＜3・1＞物理モデルによる予測

全天日射量を Erbs(3)モデルにより直達成分と散乱成分に分離する。次に，Perez(4)モデルおよび均一モデルを用いて傾斜面日射量を推定する。さらに，発電時の損失として温度損失係数K_T，入射角損失係数K_Iおよびインバータ損失K_{inv}を係数として算出する。これらを用いて物理モデルによる予測発電量を式(1)(5)により算出する。

$$E_{\mathrm{phy}} = P_{\mathrm{ACap}} \times \frac{H_{\mathrm{Ag}}}{G_{\mathrm{s}}} \times K_{\mathrm{T}} \times K_{\mathrm{I}} \times K_{inv} \qquad (1)$$

ここで，H_{Ag}は傾斜面日射量，P_{ACap}はPVアレイ定格出力，G_{s}は標準試験条件における日射強度=(1000[W/m^2])である。

次に，PCS容量に対するパネル過積載を反映させるため，式(2)に基づき最終的な物理モデル予測値E_{pre}を算出する。

$$E_{\mathrm{pre}} = \min\left(E_{\mathrm{phy}}, PCS_{\mathrm{cap}}\right) \qquad (2)$$

ここで，PCS_{cap}はインバータ定格容量である。

＜3・2＞説明変数および目的変数

学習に用いる説明変数および目的変数を表1に示す。

表１　学習に用いる説明変数および目的変数

Table1.　Input features and target variables used for training

説明変数	
物理モデル予測値	日周期
日射量	年周期
気温	日射量の統計量
風速	気温の統計量
晴天指数	風速の統計量
太陽高度角	晴天指数の統計量
太陽方位角周期	
GPV 日射量の予測誤差補正データ	
目的変数	
翌日 1 時間ごとの PV 発電量	

日，年，太陽方位角は周期性を表現するため，sin・cos成分に変換した。また，日単位の統計量として，日射量(積算・平均・最大)，気温(平均・最大・最小・標準偏差)，風速(平均・最大)，晴天指数(平均・最小)を算出し，入力変数とした。

＜3・3＞日射量予測値の予測誤差補正

日射量予測値(GPV)に含まれる誤差を低減するため，過去の実績データを用いた類似日探索(k近傍法)による日射量補正を行った。具体的には，日射量・気温・風速の正規化波形間のユークリッド距離に基づき類似日を抽出し，その予測誤差を距離の逆数を用いて加重平均して日射量予測値を補正し，後段の予測モデルへの入力精度を向上させた。

＜3・4＞スタッキングモデルによる予測

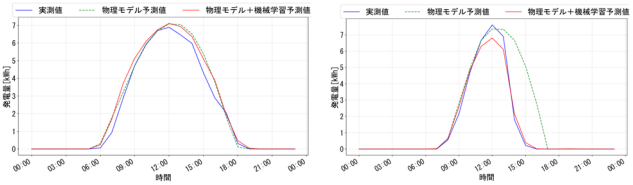
本モデルは 2 層構造を持つ。ベースモデルには，異なるアルゴリズム特性を持つXGBoost(XGB), Random Forest(RF), 多層パーセプトロン(MLP)の3つのモデルを採用した。これにより各モデルが得意とするデータの傾向を捉え，予測の多様性を確保する。メタモデルには，過学習を抑制しつつ各ベースモデルの予測値を統合するため，正規化項を持つ線形回帰であるRidge回帰を採用した。

４．結果

＜4・1＞発電量予測結果

影の影響が大きいアレイにおける夏季および冬季の代表日における予測結果を図1にそれぞれ示す。

©2026 IEE Japan



(a) 8 月 2 日　　(b) 12 月 20 日

図 1　代表日における予測結果

Fig1.　Forecasting results for representative days

図 1(a)に示すように，夏季は影の影響を受けないため，物理モデル単独で既に高い予測精度が得られている。一方，図 1(b)の冬季では，14 時以降に物理モデル予測値に対して実測値が著しく低下していることが確認できる。これは 14 時以降にアレイへ影がかかることに起因するが，機械学習モデルはその影響を補正できていることがわかる。

＜4・2＞定量的評価

影の影響が大きいアレイでの評価結果を表 2 に示す。評価指標には，MAE(Mean Absolute Error)および RMSE(Root Mean Square Error)を PCS 容量(10kW)で除して正規化した，NMAE (Normalized Mean Absolute Error)および NRMSE (Normalized Root Mean Square Error)を用いた。なお，評価指標の計算には日中(6 時~19 時)の値のみを用いた。

表 2　発電量予測評価結果(影の影響が大きいアレイ)

Table2.　Forecasting evaluation (Shaded array)

Month	NMAE[%]		NRMSE[%]	
	物理	提案手法	物理	提案手法
1	10.19	5.19	18.47	10.24
2	8.43	5.30	12.96	8.63
3	8.97	8.21	14.31	12.85
4	8.27	7.36	14.07	11.97
5	8.56	7.90	13.17	11.98
6	9.49	8.53	13.89	12.89
7	10.08	9.37	14.40	13.93
8	9.41	7.66	13.52	11.20
9	12.16	10.28	18.43	14.54
10	10.37	6.72	16.19	11.49
11	10.36	4.61	16.42	7.82
12	11.24	4.89	18.31	9.95
年間	9.63	6.96	15.35	11.46

表 2 より，提案手法は物理モデルと比較して，年間 NMAE で 2.67%，NRMSE で 3.89%の精度向上が確認できる。特に冬季(1 月，11 月，12 月)における改善効果は顕著であり，物理モデルに対する NRMSE の改善幅は 1 月で 8.23%，11 月で 8.60%，12 月で 8.36%となった。

＜4・3＞単一モデルとの比較

影の影響が大きいアレイおよび影の影響が小さいアレイにおける，提案手法と単一モデルの年間比較結果を，それぞれ表 3 と表 4 に示す。

表 3　単一モデルとの比較(影の影響が大きいアレイ)

Table3.　Comparison with single models (Shaded array)

	提案手法	XGB	MLP	RF
NMAE[%]	6.96	7.11	7.06	7.00
NRMSE[%]	11.46	11.49	11.77	11.46

表 4　単一モデルとの比較(影の影響が小さいアレイ)

Table4.　Comparison with single models (Unshaded array)

	提案手法	XGB	MLP	RF
NMAE[%]	7.42	7.85	7.63	7.49
NRMSE[%]	12.14	12.20	12.37	12.16

表 3 より，影の影響が大きいアレイでは，提案手法および RF が NRMSE では 11.46%と同等の結果となった。一方，表 4 の影の影響が小さいアレイでは，提案手法が NMAE 7.42%，NRMSE 12.14%と最も高い精度を示した。影の影響が大きいアレイでは，急激な出力低下を捉えることに長けた RF 等の決定木系モデルが支配的となり，提案手法はこれらに重みを偏らせることで同等の精度を維持した。一方，影の影響が小さいアレイでは，特定のモデルに依存せず，各モデルの予測誤差が互いに相殺されるアンサンブルスタッキング効果が最大限に発揮されたため，提案手法が単一モデルを上回る精度を実現したと考えられる。

５．まとめ

本研究では，日射量予測値の誤差補正を導入したスタッキングモデルを提案した。検証の結果，提案手法は物理モデルを上回り，単一モデルに対しても同等以上の精度を達成した。一方，日射量予測値の予測誤差が大きい事例の補正には課題が残るため，今後は補正手法の高度化により更なる精度向上を目指す。

この成果の一部は，NEDO(国立研究開発法人新エネルギー・産業技術総合開発機構)の委託業務(JPNP25011)の結果得られたものである。

文　献

(1)　北杜市：北杜サイト太陽光発電所，https://www.city.hokuto.yamanashi.jp/docs/1993.html (閲覧日：2025 年 12 月 25 日)

(2)　一般財団法人気象業務支援センター：全球数値予報モデル GPV(全球域・日本域)，https://www.jmbsc.or.jp/jp/online/file/f-online10100.html (閲覧日：2025 年 12 月 25 日)

(3)　D.G.Erbs，S.A.Klein and J.A.Duffie：Estimation of the Diffuse Radiation Fraction for Hourly，Daily and Monthly-Average Global Radiation，Solar Energy，Vol.28，No.4，pp.293-302(1982)

(4)　R.Perez，et.al：A New simplified version of the perez diffuse irradiance model for tilted surfaces，Solar Energy，Vol.39 pp.221-231(1987)

(5)　日本産業規格：JIS C 8907 太陽光発電システムの発電電力量推定

©2026 IEE Japan

時空間グラフ構造を用いたGNNによる日射量予測手法の開発

城内　廉*，若尾　真治（早稲田大学）

Development of a Solar Irradiance Forecasting Method Using a GNN with a Spatiotemporal Graph Structure

Ren Shirouchi,　Shinji Wakao (Waseda University)

１．まえがき

近年、地球温暖化の進行に伴う異常気象の頻発や自然災害の激甚化が懸念されており、脱炭素社会の実現に向けて太陽光発電（PV）等の再生可能エネルギーの導入が進められている。一方でPVは天候等により出力が大きく変動し、需給調整等の系統運用上の課題が多い。そのため、PV出力の主要因である日射量を事前に高精度に予測し、需給計画に反映させることが重要である。そこで本研究では、翌日の日射量を精度よく予測することを目的として、MSM-GPVデータの格子点をノード、空間・時間の関係をエッジとする時空間グラフを用い、GNN(1)（Graph Neural Network）による予測モデルの開発を行った。

２．時空間依存性を表現するグラフ構造の設計

本研究では、群馬県前橋市を予測対象地点とし、予測対象日の前日午前9時に取得可能なMSM-GPVデータを用い、翌日の7時から17時の日射量を予測する。

ノードには、前橋市を中心とする40×40格子（200km×200km）の範囲内にある5km間隔のMSM-GPVの格子点を用いる。また各予測対象時刻Tに対し、5時間前（T-5）までの時刻における格子点を時間軸方向に展開し、ノードとして配置する。この時空間方向に配置されたノードの関係性を表現するため、エッジについても空間方向と時間方向の2種類を設計した。空間方向に関しては、予測対象地点である中心ノードに対して同一時刻の全ノードを接続するスター接続を導入した。その他のノードに関しては、中心ノードと周囲の近傍8ノードと接続した。時間方向に関しては、隣接時刻における同一ノード間の接続に加え、各時刻の全ノードから1時間後の中心ノードへの接続、および各時刻の中心ノードと予測対象時刻の中心ノード間との接続を設定した。

提案手法では上記の時空間エッジで伝播する情報に関して、ノード特徴量としてMSMの12気象要素を採用するケースと、これらに加え、位置情報や時間情報（4要素）を付与した16要素を採用する2ケースを比較した。位置情報は、各ノードの緯度・経度から中心ノードに対する南北および東西方向の距離差を算出し、2次元の相対位置（2要素）として付与する。時間情報は時刻tを$2\pi t/24$に変換し、その正弦・余弦（2要素）により周期性を表現する。

３．実験結果

予測期間を2022年4月1日から2023年3月31日の1年間とし、4分割のクロスバリデーションにより、予測性能を評価した。提案手法の比較対象としてMSMの日射量予報値を採用した。前章で述べた2ケースの各モデルによる予測結果と合わせて、MAEおよびRMSEにより予測精度を評価し、その結果を図1に示す。

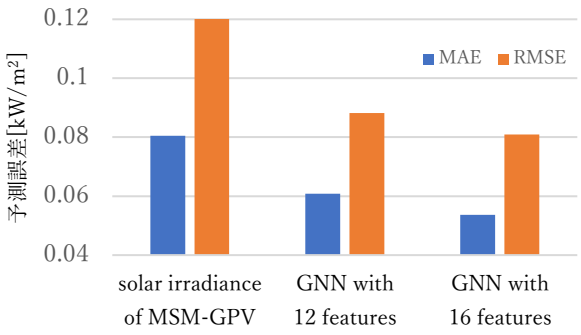


図1　各手法における予測誤差の比較

Fig.1. Comparison of forecast errors for each method

GNNモデルを採用することでMSMの日射量予報値と比較して予測精度は改善された。これは、MSM-GPVが有する空間分布と時間変化をグラフ構造として表現し、周辺格子点の情報を統合的に学習できたためと考えられる。また、位置情報・時間情報をノード自体にも付与することで、予測精度はさらに向上した。これは、空間エッジで接続された周辺ノードから情報を集約する際に、中心地点からの相対的位置関係を特徴量として参照できるようになり、周辺領域の気象状態が予測対象地点の日射量に与える影響をより適切に取り込めたためと考えられる。さらに時間情報により、日射量の時間変化を明示的に表現でき、同一の気象場であっても時刻によって異なる日射量の変化をモデルが学習しやすくなったことが、精度向上に寄与したと考えられる。

今後は、季節情報などのノード特徴量の追加やグラフ構造の改良を通じて、さらなる予測精度の向上を目指す。

文献

(1)　Brody. S et al., “ How Attentive are Graph Attention Networks? “ ICLR, 2021

©2026 IEE Japan

Autoencoder による特徴抽出を用いた PV 出力予測の比較評価

後藤 夕佳*，城内　廉，若尾 真治（早稲田大学），
高下 友輔，小田嶋 淳，冨岡 やよい（東京電力ホールディングス株式会社）

Comparative Evaluation of PV Power Prediction Using Autoencoder-Based Feature Extraction

Yuka Goto, Ren Shirouchi, Shinji Wakao (Waseda University)
Yusuke Koge, Jun Odashima, Yayoi Tomioka (Tokyo Electric Power Company Holdings)

１．まえがき

近年、再生可能エネルギー導入が拡大する中、太陽光発電（PV）は気象変動により出力が急激に変化するため、系統運用において高精度な出力予測が求められている。これまで、出力予測において様々な学習モデルが適用されてきた。その中で、Autoencoder（AE）は気象要素の入力画像を潜在空間に圧縮し復元する過程で特徴を抽出し、気象画像の空間情報を利用可能である。そこで本研究では、気象の空間情報を考慮することの効果を検証する目的で、AE と LightGBM（LGBM）を同条件下で比較し、PV 出力予測における両手法の性能差を評価する。

２．分析手法

＜2・1＞MSM 気象データ　　本研究では、予測を行う際の入力として、気象庁の数値予報モデル MSM（Meso-Scale Model）を採用した（水平解像度 5km・時間解像度 1 時間）。日射量、気温、風（東西・南北）、各層雲量、全雲量、降水量、湿度、海面更正気圧、地上気圧の 12 気象要素を用いる場合と、日射量、気温、風（東西・南北）の 4 要素を用いる場合の比較も行った。

＜2・2＞AE による予測　　AE は、入力データを潜在空間へ圧縮して復元する過程で特徴を抽出する深層学習モデルである。本研究では、観測地点を中心とした解像度 5km の 20×20 ピクセルの気象画像を入力とし、Encoder により画像を潜在空間の低次元ベクトルへ変換し、Decoder による復元誤差を最小化するよう学習を行った。最終的には、潜在変数を入力とし PV 発電量を出力とする学習器も構築する。得られた潜在空間における特徴量は、観測地点周辺の気象要素の空間情報を反映しており、その特徴量に基づく予測は PV 出力の非線形性を表現する上で有効である。AE の構造を図 1 に示す。AE による予測手法の詳細は、文献(1)を参照されたい。

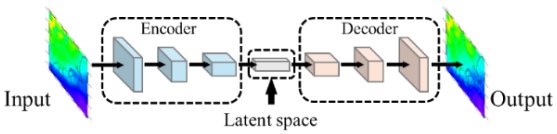


図 1　AE の構造図
Fig.1. Structure of the AE model

＜2・3＞LightGBM による予測　　LGBM（Light Gradient Boosting Machine）は決定木ベースの勾配ブースティング手法であり、高速かつ高精度な回帰が可能である。本研究では、MSM 気象データを平坦化して表形式に変換していることから気象の空間構造を直接扱わず、PV 出力を目的変数とするモデルを構築した。

３．数値実験

AE（4 要素入力・12 要素入力）および LGBM（4 要素入力・12 要素入力）の計 4 モデルにおいて、予測誤差を実測平均値で正規化した MAE [%]および RMSE [%]を算出し、モデル性能を比較した。結果を図 2 に示す。

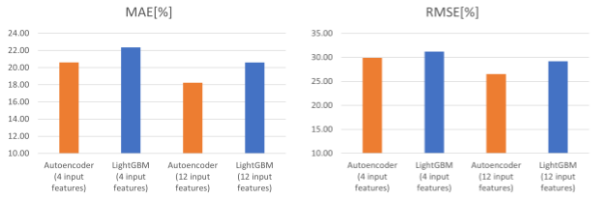


図 2　各手法における予測誤差（MAE [%], RMSE [%]）の比較
Fig.2. Comparison of prediction errors (MAE [%], RMSE [%])

両手法とも 12 要素を用いた場合が高精度となった。主要な 4 気象要素に加えて他の気象要素を併用し、多次元な気象情報をより包括的に考慮することが PV 出力予測精度の向上に寄与したと考えられる。また、同条件下では AE が LGBM より予測精度が優れている。AE が気象画像に含まれる空間的特徴を潜在空間で適切に表現し出力予測に活用できるのに対し、LGBM は表形式データのみを扱うため空間構造を直接反映できないことが影響していると考えられる。

４．今後の展望

今後は、Autoencoder におけるネットワーク構造の最適化に取り組む。特に、潜在変数の次元数なども含むモデル構造の設計が予測性能に与える影響を検討し、PV 出力予測精度のさらなる向上を目指す。

文献

(1) Y. Soke et al., “Day-Ahead Area-PV-Output Prediction by Autoencoder with Normalized Image Data of Multiple Meteorological Elements,” IEEJ Transactions on Electrical and Electronic Engineering, vol.21, no.9, 2026, in press.

©2026 IEE Japan

CEEMDAN 特徴量と非負制約スタッキングによる太陽光発電出力の前日予測精度向上

大原　一紘*，崔　錦丹，植田　譲（東京理科大学）

Enhancing Day-Ahead PV Power Output Prediction Accuracy using CEEMDAN Features and Non-Negative Constraint Stacking

Kazuhiro Ohara, Jindan Cui, and Yuzuru Ueda (Tokyo University of Science)

１．研究背景と目的

近年，地球温暖化対策やエネルギー安全保障の観点から，太陽光発電(PV)の導入が急拡大している。導入に伴い，電力システムの需給運用・系統安定化のため前日~短時間先のPV 出力予測精度向上が求められている。先行研究[1]では物理モデル＋AI モデルやアンサンブルスタッキング等を用いた手法の有効性が示されていたが，雲通過などの複雑な日射変動に対して誤差が残る課題があった。以上の課題を踏まえ，本研究では物理モデル予測を基軸に，アンサンブルスタッキングにより複数モデルを統合し精度と汎用性を高めるとともに，CEEMDAN で分解した成分特徴を学習過程に導入し雲通過時の誤差低減を図ることを目標とした予測手法を開発する。加えて 1 日ベクトルの多出力回帰で時刻間依存を取り込み，多様な気象条件に対する頑健性も確保し，前日運用に資する実運用で有効な高精度な PV 出力予測法の確立を目指す。

２．使用データ

本研究で用いたデータは，北杜市設置 PV システムの 1 時間値(2020/1/1~2022/12/31 の 3 年間)である。予測に用いる気象情報には，GPV(GSM)の数値予報を採用し，前日 9:00(JST)時点で入手可能な予測値から翌日 24 時間を予測する。使用した気象要素は，全天日射量，気温，風速である。学習は 2020~2021 年の 2 年間，評価は 2022 年に分けて実施した。

３．提案手法

＜3・1＞物理モデルによる予測

水平面全天日射量を Erbs[3]モデルを用いて直達成分と散乱成分に分離する。得られた各成分から，Perez[4]モデルおよび均一モデルを併用し，PV アレイ面への入射に対応する傾斜面日射量を推定する。さらに，発電時の損失要因として温度損失係数K_Tおよび入射角損失係数K_Iを算出し，これらを掛け合わせた物理モデル出力E_{phy}を式(1)で求める。

$$E_{\mathrm{phy}} = P_{\mathrm{ACap}} \times \frac{H_{\mathrm{Ag}}}{G_{\mathrm{s}}} \times K_{\mathrm{T}} \times K_{\mathrm{I}} \qquad (1)$$

ここで，H_{Ag}は傾斜面日射量，P_{ACap}は PV アレイ定格出力，G_{s}は標準試験条件における日射強度=(1000[W/m^2])である。

最後に，PV モジュール設置容量が PCS 容量PCS_{cap}を上回る過積載の影響を考慮し，式(2)によりE_{phy}をクリップした値を物理モデル最終予測値E_{pre}とする。

$$E_{\mathrm{pre}} = \min\left(E_{\mathrm{phy}}, PCS_{\mathrm{cap}}\right) \qquad (2)$$

＜3・2＞CEEMDAN 特徴量による成分分解

CEEMDAN[2]（Complete Ensemble EMD with Adaptive Noise）は，適応的ノイズを加えたアンサンブル分解でモード混合を抑え，信号を IMF へ分解する手法である。本手法では物理モデルの出力E_{pre}(１日 24 点)に適用し，式(3)~(6)を用いて高・中・低周波成分(HF,MF,LF)に分解する。ここで，$c_k(t)$をCEEMDANのk番目の成分，$r(t)$を残差，t を時刻とする。

$$E_{pre} = \sum_{k=1}^{K} c_k(t) + r(t) \quad (N = 50, K = 6) \qquad (3)$$

$$\textbf{高周波:} \quad HF = c_1 + c_2 \qquad (4)$$

$$\textbf{中周波:} \quad MF = c_3 + c_4 \qquad (5)$$

$$\textbf{低周波:} \quad LF = \sum_{k \geq 5} c_k \qquad (6)$$

各時刻に対応した式(4)~(6)を学習モデルの説明変数とした。

＜3・3＞説明変数と目的変数

学習に用いる説明変数と目的変数を表 1 に示す。太陽方位角については，データの周期性を捉えるため，それぞれ正弦(sin)及び余弦(cos)成分に変換してモデルに入力した。

表 1　学習に用いる説明変数と目的変数

Table1. Input features and target variables used for training

説明変数 13 種	物理モデル予測値	kW	太陽高度	deg
	GPV 水平面全天日射量	Wh/m^2	太陽方位角 sin,cos	
	GPV 気温	K → ℃	時刻・年	h, y
	GPV 風速	m/s	CEEMDAN 成分 (HF,MF,LF)	kW
	晴天指数			
目的変数	実測 PV 出力(3～19 時)			kW

＜3・4＞アンサンブルスタッキングモデル

1 日 24 時間×13 特徴量の行列から学習対象の 3～19 時のみを抽出し，17×13 をベクトル化して日単位の特徴ベクトルを構成した。

各特徴量を StandardScaler で標準化して入力とし，ベー

©2026 IEE Japan

ス学習器は Ridge，Lasso，ExtraTrees，XGBoost の 4 種類を採用した。学習期間 2020～2021 年に対して，5-fold の交差検証に基づく Out-of-Fold（OOF）手法で各予測値を生成した。また，各ベース学習器は 多出力回帰として 1 日 17 時刻に対応する目的変数を同時に予測する。メタ学習器に非負制約付き線形回帰(切片なし)を用い，重みの符号反転による相殺を防ぎつつ，各モデルの寄与を「加算的な補正」として解釈できる形にした。予測は3～19時のみ出力したため，その他の時間は 0 で補完した。日単位化により，日内の連続性（時間相関）を保ったまま学習できる。さらに OOF 予測でメタ特徴量を作ることで，学習データ由来の情報混入（リーク）を抑える。これらにより，過学習を抑えながら汎化性能の向上を狙う手法とした。

４．結果及び考察

＜4・1＞提案手法の有効性検証(Model 比較)

評価指標には，MAE(Mean Absolute Error)，RMSE(Root Mean Square Error)，MBE(Mean Bias Error)を PCS 容量(10kW)で除して正規化した，NMAE (Normalized Mean Absolute Error)および NRMSE (Normalized Root Mean Square Error)，NMBE (Normalized Mean Bias Error)を用いた。なお，評価指標の計算には対象時間帯(3 時~19 時)の値のみを用いた。入力データ構造の違いによる予測精度への影響を確認するため，表 2 の 3Model の予測結果を比較して表 3 に示した。

表 2 比較 Model(入力データの構造)
Table2. Comparative models (structure of input data)

ケース	入力	次元	学習設定
Model 1 （提案法）	13 特徴量 日単位ベクトル化	17×13 = 221	標準化後， 多出力回帰で学習
Model 2	Model1 特徴量削減	17×6 =102	標準化後， 多出力回帰で学習
Model 3	1 時間毎学習 （13 特徴量）	13	時刻ごとに 個別学習

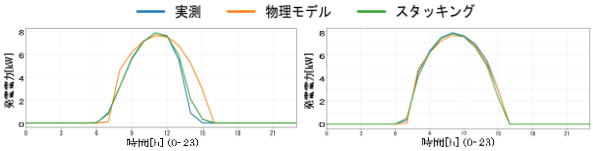
表 3 モデル毎の年間比較
Table3. Yearly comparison by model

モデル条件	NRMSE（%）	NMAE（%）	NMBE（%）
物理モデル	11.68	6.62	1.09
Model1	10.61	5.87	0.87
Model2	10.72	5.98	0.64
Model3	10.81	6.03	0.51

表 3 より，物理モデルの NRMSE は 11.68%であるが，提案法 Model 1 は 10.61%となり，物理モデル比で 1.07 ポイント改善した。Model 2，3 も改善したが，Model 1 に対してそれぞれ 0.11，0.20 ポイント低かった。Model 2 は急変時の補正が弱くなり，Model 3 は日内時間依存が学習できなかったことが，精度低下の要因である可能性として考えられる。また，曇天日の物理モデル残差を CEEMDAN による雲通過に伴う高周波揺らぎで捉え，スタッキングで補正できた事が精度向上に寄与したものと考えられる。

＜4・2＞日影の有無による定量的評価

周囲の障害物による日影の有無の状況が異なるアレイに対する 1 月 22 日の予測結果を図 1 に示す。また，日影の有無におけるモデル毎の年間予測誤差を表 4 に示す。



(a) 日影有りアレイ(1/22)　(b) 日影無しアレイ(1/22)

図 1　日影の有無の代表日における予測結果
Fig1. Predictions: shaded vs. unshaded

表 4 モデル毎の比較(影の有無)
Table4. Model comparison (shaded vs. unshaded)

	指標	提案法	Ridge	Lasso	ExtraTree	XGBoost	物理
影有	NMAE[%]	5.10	5.75	5.71	5.18	5.14	6.70
	NRMSE[%]	9.68	10.29	10.71	9.98	9.89	12.23
影無	NMAE[%]	5.87	6.35	6.34	6.10	5.96	6.62
	NRMSE[%]	10.61	11.59	11.61	11.07	10.89	11.68

図 1 (b)は影の影響がなく，物理モデル単独でも発電量は予測できている。一方図(a)は 13 時以降に影がかかり，実測が物理モデル予測より大きく低下するが，提案法は機械学習の補正により低下時も適切に予測している。提案法は，表 4 より日影有で NMAE=5.10%，NRMSE=9.68%と最良で，日影無も NMAE=5.87%，NRMSE=10.61%と最良となった。

５．まとめ

本研究では，物理モデルを基に，CEEMDAN 特徴量と日単位多出力スタッキングを組み合わせる手法を提案した。曇天日における残差や日影の影響について機械学習モデルが一定程度補正した結果，物理モデル単独と比較して予測誤差が低減できたと考えられる。今後の課題として，本手法は次元数が多い為，計算コスト削減が挙げられる。

この成果の一部は，NEDO(国立研究開発法人新エネルギー・産業技術総合開発機構)の委託業務(JPNP25011)の結果得られたものである。

文　献

(1) G.Kavitha，P.Latchoumy，Sandhiya R.：An Ensemble Model for Prediction of Day-Ahead Photovoltaic Power Using Learning Approaches，2024 International Conference on Advancement in Renewable Energy and Intelligent Systems (AREIS)，IEEE (2024.12)
(2) Songmei Wu，Hui Guom：Short-Term Photovoltaic Power Prediction Based on CEEMDAN and Hybrid Neural Networks，JOURNAL，6，NOVEMBER 2024
(3) D.G.Erbs，S.A.Klein and J.A.Duffie：Estimation of the Diffuse Radiation Fraction for Hourly，Daily and Monthly-Average Global Radiation，Solar Energy，Vol.28，No.4，pp.293-302(1982)
(4) R.Perez，et.al：A New simplified version of the perez diffuse irradiance model for tilted surfaces，Solar Energy，Vol.39 pp.221-231(1987)

©2026 IEE Japan

太陽電池モジュール温度計算方法の精度検証

町田　伊宣*，中島　岳人，佐野　常世（関電工）
菅野　純弥（東京電力ホールディングス）

Accuracy Verification of Solar Module Temperature Calculation Method

Yoshinobu Machida, Takehito Nakajima, Tsuneyo Sano (Kandenko)
Junya Kanno (Tokyo Electric Power Company Holdings)

１．はじめに

日本では、再生可能エネルギーの普及拡大が進んでおり、太陽光発電設備の導入が至る所で進められている。太陽光発電設備の導入時には発電量を予測し設備投資や運用効果などの検討が必要になる。

設備建設前に発電量を予測するには太陽電池モジュールの仕様や設置状態、日射量、気温、風速などの周囲環境データを使い、予測用の理論モデルに当てはめて算出するのが一般的である。その際に、太陽電池モジュールの温度を算出することで高精度に発電量を予測することができる。

太陽電池モジュールの温度算出モデルはいくつか報告されているが、各モデルはそれぞれ特徴があり、計算結果はモデルにより多少の差が出てくる。

そこで著者らは、代表的な太陽電池モジュールの温度算出モデルである、Sandia アレイパフォーマンスモデル、Faiman モデル、JIS C 8907 太陽電池アレイ温度推定モデルの 3 つのモデルに着目し、実際の太陽電池モジュールで測定したモジュール温度や周囲の気象データから 3 つのモデルでモジュール温度を算出し、有効性を評価した。以下、本稿では、その結果について述べる。

２．モジュールの温度計算モデル

今回評価したモジュール温度算出モデルは、米国国立研究所が開発した Sandia アレイパフォーマンスモデル、IEC 規格で採用されている Faiman モデル、JIS C8907 で記載されている太陽電池アレイ温度推定モデルの 3 種類である。

<2.1> Sandia アレイパフォーマンスモデル

このモデルは米国のサンディア国立研究所により発表されている算出方法でモジュール構造とマウント状態から変数を変える必要がある。本稿の評価では「Glass/cell/polymer Open rack」を用いて評価する。Sandia アレイパフォーマンスモデルを式(1)に示す。

$$Tm = E \times exp(a + b \times WS) + Ta \qquad (1)$$

Tm：モジュール温度[℃]
E：日射強度 [W/m2]
WS：風速[m/s]
Ta：周囲温度[℃]

表１　モジュール構造とパラメータ

Table.1 Solar module structure and parameters

Module Type	Mount	a	b
Glass/cell/glass	Open rack	-3.47	-0.0594
Glass/cell/glass	Close roof mount	-2.98	-0.0471
Glass/cell/polymer sheet	Open rack	-3.56	-0.075
Glass/cell/polymer sheet	Insulated back	-2.81	-0.0455
Polymer/thin-film/steel	Open rack	-3.58	-0.113
22X Linear Concentrator	Tracker	-3.23	-0.13

<2.2> Faiman モデル

このモデルは IEC 規格で採用されており、熱伝達に関する計算に基づき作成されている。U0,U1 は計測結果からあてはめた数値となるが、総合的な調整値として U0＝25, U1＝6.84 が提示されており、本稿では提示された値を用いて計算する。Faiman モデルを式(2)に示す。

$$Tm = Ta + \frac{E}{(U0 + U1 \times WS)} \qquad (2)$$

Tm：モジュール温度[℃]
E：アレイ面への放射照度[W/m2]
Ta：周囲温度[℃]
WS：風速[m/s]

<2.3> JIS C8907 太陽電池アレイ温度推定モデル

このモデルは JISC8907:2005 太陽光発電システムの発電電力量推定方法の中の付属書に記載されている計算式となる。太陽電池モジュールの設置構成で変数を変える必要がある。本稿の評価では「架台型」を用いて評価する。JIS C8907:2005 太陽電池アレイ温度推定モデルを式(3)に示す。

©2026 IEE Japan

$$Tm = Ta + 2 + \frac{E}{(A \times WS^{0.8} + B)} \quad (3)$$

Tm：モジュール温度[℃]
Ta：周囲温度[℃]
E：アレイ面への放射照度[W/m2]
WS：風速[m/s]

表２ 設置方式とパラメータ
Table.2 Installation type and parameters

太陽電池アレイ設置方式	A	B
架台型	46	0.41
屋根置型	50	0.38
屋根材形（裏面通風構造があるタイプ）	57	0.33

３．比較方法

モデルの評価は、実際に発電している太陽電池モジュールを対象として、モデルごとにモジュール温度を時系列毎に算出し、実際のモジュール温度と比較することで行った。比較には平均絶対誤差（MAE：Mean Absolute Error）を用いた。計算に用いたパラメータは、現地で 1 分毎に計測した外気温、風速、日射量である。実際のモジュール温度は、モジュール裏面に熱電対を装着して 1 分毎に計測した。計測期間は、2025 年 10 月上旬から 12 月上旬までの約 2 か月間である。評価は、日射量が 600W/m2 以上の晴れの日のみを抽出し 8～16 時のモジュール温度を対象とした。

４．評価結果

各モデルの評価結果を表３に示す。

評価結果はどのモデルも平均絶対誤差で 4℃程度の誤差がある。モジュール温度は、4℃の変化で 2%程度の発電量が変化するため、より精度の高いモデルを選択することが必然となる。今回は Sandia アレイパフォーマンスモデルが最も誤差が少ないという結果であった。

表３ 評価結果
Table.3 Evaluation results

Model	Sandia	Faiman	JIS
MAE	4.04℃	4.13℃	4.43℃

一例として、晴れの日の算出結果を図１に示す。この図からも、Sandia アレイパフォーマンスモデルが実際のモジュール温度の時系列カーブを最も表現できていることが分かる。

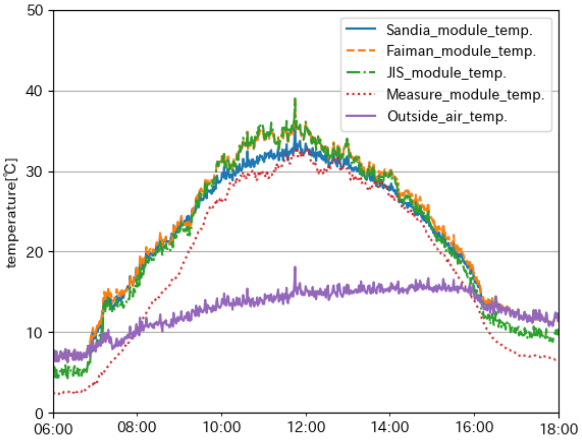


Fig.1 Comparison of estimated and measured module temperatures
図１ モジュール温度の計測値と実測値の比較

５．まとめ

太陽電池モジュール温度について、代表的な 3 種類の計算モデルの有効性を評価した。その結果、どのモデルも平均絶対誤差で 4℃程度の誤差があるが、Sandia アレイパフォーマンスモデルが実際のモジュール温度の時系列カーブを最も表現できていることが分かった。

著者らは今後、水上や壁面など多様化する太陽電池モジュールの設置環境においても検証していく考えである。

文 献

(1)B King, D. et al, 2004, “Sandia Photovoltaic Array Performance Model”, SAND Report 3535, Sandia National Laboratories, Albuquerque, NM
(2) 日本産業規格 JIS C 8907:2005 太陽光発電システムの発電電力量推定方法 付属書 3
(3)https://pvpmc.sandia.gov/modeling-guide/2-dc-module-iv/module-temperature/faiman-module-temperature-model/

©2026 IEE Japan

太陽電池モジュールの発電性能評価における参照基準 I-V カーブの補正手法

澤木　駿太郎，崔 錦丹，植田　譲（東京理科大学）

Correction Methods of Reference I–V Curves for Photovoltaic Module Performance Evaluation

Shuntaro Sawaki，Jindan Cui，Yuzuru Ueda (Tokyo University of Science)

１．はじめに

2050 年のカーボンニュートラルの実現にむけて太陽光発電（PV）システムの導入拡大が進められている。PV システムの安全性，発電性能の維持をするには，定期的な保守点検を行い，出力低下などの不具合を検出する必要がある。PV システムの不具合検出手法として，先行研究[1]で電流電圧特性曲線(I-V カーブ)と参照基準 I-V カーブを用いる手法が提案されている。参照基準 I-V カーブとは銘板に記載されている短絡電流，開放電圧，最大出力(動作電流・動作電圧)を用いて算出する，銘板値相当の発電性能を有する I-V カーブであり，任意の日射強度・モジュール温度に変換可能であるという特徴を持つ。I-V カーブは測定時の日射強度・モジュール温度により形状が大きく変化するが，参照基準 I-V カーブを用いることで比較が容易になる。しかし実際に銘板値から参照基準 I-V カーブを作成すると，一部モジュールにおいて最大出力点付近で参照基準 I-V カーブより実測 I-V カーブが上回る場合があり，この状態では I-V カーブの正確な比較が困難となる。そこで本研究では，上記の現象が発生するモジュールに対して，参照基準 I-V カーブを補正する手法を提案する。

2.　参照基準 I-V カーブの問題点

実測 I-V カーブに対応した日射強度・モジュール温度に変換して参照基準 I-V カーブを作成した様子を図 1 に示す。

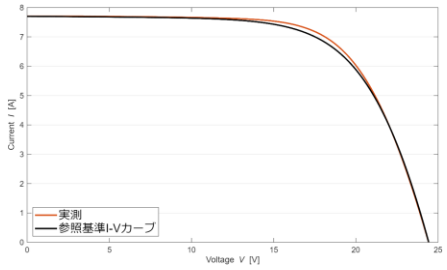


図 1　実測 I-V カーブと参照基準 I-V カーブ

Fig.1　Measured and reference I-V Curves

図 1 より電圧値 10V～20V 程度の範囲において参照基準 I-V カーブより実測 I-V カーブの方が上回っていることが確認できる。参照基準 I-V カーブは銘板値相当の I-V カーブであり，故障や劣化をしていないことを前提としているため，このように出力が参照基準 I-V カーブを上回る概形となるのは不自然である。本研究では，実測された各電圧値において，同一電圧に対応する正常状態の I-V カーブと電流値を比較する。この比較をすべての実測電圧について行い，いずれかの電圧点で実測 I-V カーブの電流値が比較対象よりも大きくなった場合，その I-V カーブを不自然な I-V カーブと判定する。なお電流値の比較に関して 1%の許容誤差を設ける。

3.　提案手法

本手法では，不自然な I-V カーブを減らすために，モジュール導入初期に取得した正常な実測 I-V カーブのデータを用いる。導入初期のデータを，現在の実測 I-V カーブと比較可能な形に変換する手法を以下に示す。

<3・1> One diode model の電流電圧特性　　太陽電池の等価回路には One diode model を用いた。未知のパラメータとして光電流I_{ph}，ダイオード逆飽和電流I_{s}，ダイオード理想係数n，直列抵抗R_{s}，並列抵抗R_{sh}の 5 つがある。モジュール内のセル数N_sを考慮した電流電圧特性は式(1)のように表される。

$$I = I_{\mathrm{ph}} - I_{\mathrm{s}}\left\{\exp\left(\frac{\mathrm{q}(V + R_s I)}{N_s n \mathrm{k} T}\right) - 1\right\} - \frac{V + R_s I}{R_{\mathrm{sh}}} \qquad (1)$$

ここで，qは電気素量，kはボルツマン定数，Tはセル温度である。まず導入初期の I-V カーブに対して式(1)の形に合わせこみを 3・2～3・4 に示す手法を用いて行う。

<3・2>初期値の設定　　One diode model における未知の 5 パラメータに関して初期値を設定する。初期値は$n = 1.1$，R_{s}はV_{OC}付近の傾きから，R_{sh}はI_{SC}付近の傾きから算出する。I_{ph}の初期値は式(1)の短絡状態($I = I_{\mathrm{SC}}, V = 0$)を考えて式(2)を用いる。

$$I_{\mathrm{ph}} = \frac{R_{\mathrm{sh}} + R_{\mathrm{s}}}{R_{\mathrm{sh}}} I_{\mathrm{SC}} \qquad (2)$$

I_{s}の初期値は式(2)の開放状態($I = 0\ , V = V_{\mathrm{OC}}$)を考えて式(3)を用いる。

©2026 IEE Japan

$$I_s = \frac{(R_{sh}+R_s)I_{SC}-V_{OC}}{R_{sh}}\exp\left(-\frac{qV_{OC}}{N_s nkT}\right) \quad (3)$$

<3・3>ニュートン・ラプソン法による簡易解析　式(1)に関して，値が 0 となるような関数$f(I)$を作成すると式(4)のようになる。

$$f(I) = I - I_{ph} + I_s\left\{\exp\left(\frac{q(V+R_sI)}{N_s nkT}\right)-1\right\} + \frac{V+R_sI}{R_{sh}} \quad (4)$$

関数$f(I)$を微分すると式(5)のようになる。

$$f'(I) = 1 + \left(\frac{qR_sI_s}{N_s nkT}\right)\exp\left(\frac{q(V+R_sI)}{N_s nkT}\right) + \frac{R_s}{R_{sh}} \quad (5)$$

現在の推定値Iから，より正解に近い次の値I_{new}は以下の式で求められる。

$$I_{new} = I - \frac{f(I)}{f'(I)} \quad (6)$$

この計算を値の変化が 0.0001%以下になるまで繰り返す。この処理は 3・4 の収束性を向上させるために行う。

<3・4>ユーグリッド距離による解析[2]　実測点(V_k, I_k)と理論曲線の点(V, I)の間のユーグリッド距離は式(7)で求められる。

$$d_k = \sqrt{(V_k - V)^2 + (I_k - I)^2} \quad (7)$$

ここで点(V, I)は式(1)を満たす必要がある。この距離を最小化するような 5 パラメータを反復計算によって求める。

<3・5>Dark I-V カーブの算出　Dark I-V カーブは日射強度が 0 の時の I-V カーブである。I_{ph}については日射強度が 0 のため$I_{ph} = 0$とする。この値および 3・4 で求めた 5 パラメータを式(1)に代入して求めた。

<3・6>日射・温度補正　平滑化処理を行った導入初期の I-V カーブとその I-V カーブの Dark I-V カーブを用いて任意の日射強度における I-V カーブを線形内挿法によって作成する。変換に利用した式を以下に示す。

また温度補正式[3]によって温度補正を行う。温度補正式は式(9),(10)に示す。なお，V, I, Tが補正前の電圧・電流・温度，V', I', T'が補正後の電圧・電流・温度，α_{Isc}が短絡電流温度係数[%/℃]である。

$$V' = V + (T' - T_0)/T_0 \cdot (V - 1.232N_s) \quad (9)$$

$$I' = I + I_{SC} \times \alpha_{Isc}/100 \cdot (T' - T) \quad (10)$$

以上の操作によって実測データとV_{OC}, I_{SC}を揃えた導入初期の I-V カーブを作成する。

4.　実測データを用いた検証

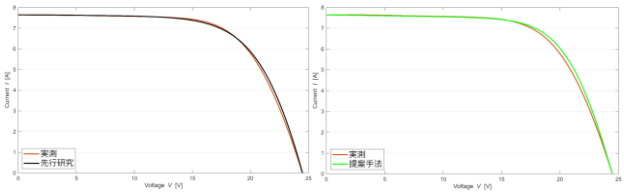
本手法の有用性の検証のために実測データを用いた評価を行った。使用したデータは山梨県北杜市に設置された太陽電池パネルから取得したものである。この北杜市のデータのうち，先行研究の手法で参照基準 I-V カーブを描画した際に不自然な I-V カーブとなったモジュールを対象として検証を行った。実測データには，導入から 10 年が経過したデータを用いた。実測データは，異なる日時・時刻に取得された 100 点のデータで構成されている。これらのデータに対し，先行研究の銘板値を用いる手法および提案手法の手順に従って作成した I-V カーブをそれぞれ生成し，不自然な I-V カーブとなるかどうかの判定を行った。不自然な I-V カーブの判定条件は 2 章で示した通りである。この判定を 100 データ全てに対して行い，不自然な I-V カーブとなったものの割合を算出した。その結果を表 1 に示す。

表 1　不自然な I-V カーブの割合

Table.1　Percentage of unnatural reference I–V curves

	参照基準 I-V	提案手法
Mono.1	82%	24%
Mono.2	99%	28%

表 1 より不自然な I-V カーブとなる状態が改善したことが分かる。また改善が確認できた I-V カーブの例を図 2 に示す。



(a) previous studies　(b) proposed method

図 2.　提案手法による改善

Fig.2　Improvement by the proposed method

図 2 より電圧値 15V 付近において実測 I-V カーブと参照基準 I-V カーブの位置関係が逆転していたが，提案手法を用いることで改善していることが分かる。

5.　まとめと今後の課題

本研究では，参照基準 I-V カーブが不自然となるモジュールを対象として，導入初期に取得したデータを用いて実測データとの比較を可能とする手法を提案した。今後の課題として，本研究で提案した手法を用いた故障検出を目視による評価だけではなく，数値的に定量評価できるようにすることが挙げられる。

文　献

(1) H.Koshirae, K.Kawasaki, Y.Ueda, Y.Hishikawa:“Modeling of Cell Performance Variation in One Diode Model for Reference I-V Curve Calculation”, Proceeding of 29th *PVSEC*, pp.2344-2347(2019)

(2) F. Javier Toledo, Vicente Galiano, Jose M. Blanes , Victoria Herranz, Efstratios Batzelis, “Photovoltaic single-diode model parametrization. An application to the calculus of the Euclidean distance to an I-V curve “, Science Direct, pp794-819(2024)

(3) Y. Hishikawa, T. Doi, M. Higa, K. Yamagoe, H, Ohshima, T. Takenouchi, M. Yoshita: “Voltage-Dependent Temperature Coefficient of the I-V Curves of Crystalline Silicon Photovoltaic Modules”, *IEEE JOURNAL OF PHOTOVOLTAICS*, vol.8, pp48-53(2018)

©2026 IEE Japan

日射量の違いを考慮した太陽電池電流の周波数解析による異常検出

伊藤　憲彦*（電力中央研究所），菅野　純弥（東京電力ホールディングス）

Abnormality detection of solar cell current by frequency analysis considering solar irradiance

Norihiko Itoh (Central Research Institute of Electric Power Industry), Junya Kanno (Tokyo Electric Power Company Holdings, Inc)

１．はじめに

太陽光発電システムは、再生可能エネルギーの主力として急速に普及が進んでいる。しかし、自然災害や落下物、経年劣化などの様々な要因により、太陽電池モジュールに故障が発生し、発電量の低下やストリング全体の効率悪化を引き起こす可能性がある。特にメガソーラーのような大規模設備では、膨大な数のモジュールから特定の故障箇所を迅速に見つけ出すことは容易ではなく、発電事業者にとって大きな課題となっている。

一般に、モジュール故障の診断には IV カーブ測定やサーモグラフィ、EL（エレクトロルミネッセンス）撮影などの手法が用いられる。しかし、これらの手法は専門的な機材・知識を必要とするとともに、診断のためにモジュールを一時的に停止させる必要があるものもあるため、フィールドでの運用性に課題を残している。そのうえ、外観からは故障の有無が判断できないケースも多く、簡便かつ効率的に故障モジュールを特定できる診断技術の開発が強く求められている。

そこで、我々は太陽電池モジュールに流れる電流波形に着目し、その周波数成分が故障有無によって変化することを明らかにしてきた[1]。模擬故障を与えた実験では、故障前後で電流の高周波成分に特徴的な差異が生じることを確認するとともに、この傾向が複数メーカーのモジュールで共通して見られることから、本手法が高い汎用性を有する可能性を示している。しかしながら、現時点では計測事例が十分とはいえず、特に発電所の実フィールド環境におけるストリング単位での診断適用性については検証すべき点が多く残されている。

本稿では、同一 PCS に接続された複数ストリングに流れる電流の周波数解析を実施し、ストリングごとの特性差異が故障検知に利用可能かを検討する。さらに、日射量の変動がストリング電流に重畳される周波数成分に与える影響について確認をする。

２．診断方法

太陽電池モジュールに流れる電流はクランプ CT を利用

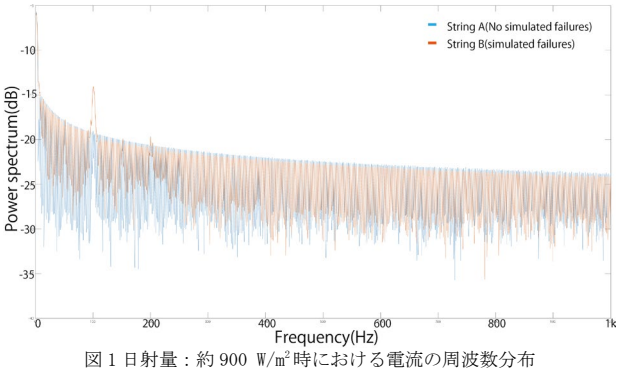


図１日射量：約 900 W/m^{2}時における電流の周波数分布

Fig.1. Current frequency distribution at approximately 900 W/m^2

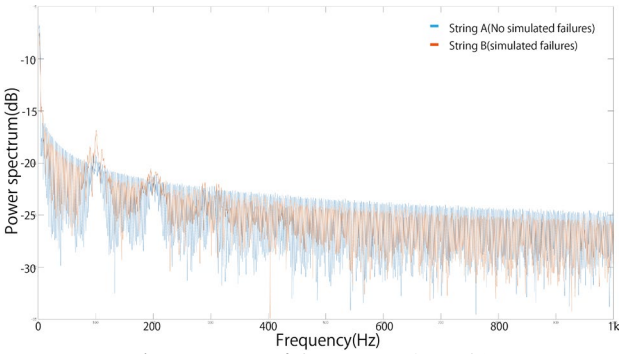


図２日射量：約 570 W/m^{2}時における電流の周波数分布

Fig.2. Current frequency distribution at approximately 570 W/m^2

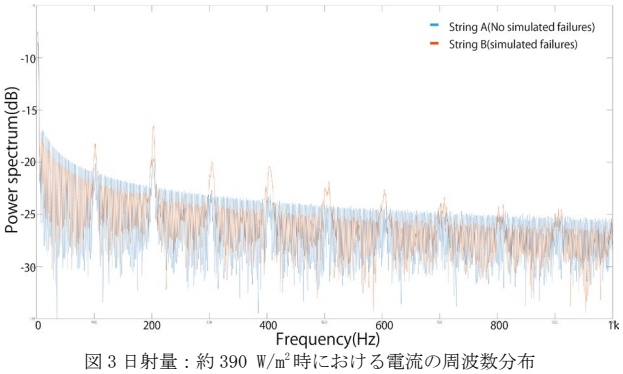


図３日射量：約 390 W/m^{2}時における電流の周波数分布

Fig.3. Current frequency distribution at approximately 390 W/m^2

©2026 IEE Japan

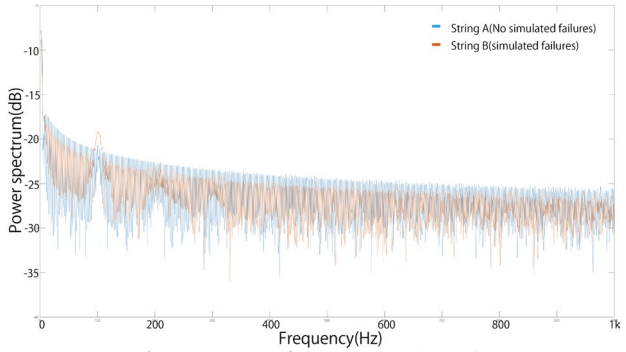


図 4 日射量：約 330 W/m² 時における電流の周波数分布
Fig. 4. Current frequency distribution at approximately 330 W/m²

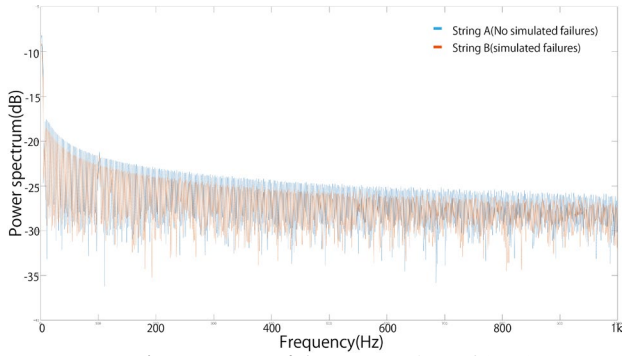


図 5 日射量：約 230 W/m² 時における電流の周波数分布
Fig. 5. Current frequency distribution at approximately 230 W/m²

して計測する。この計測電流を周波数変換し、商用周波数の n 次高調波など、特定の周波数について故障の有無における信号強度の変化について比較・検討した。なお本稿において、太陽電池モジュールの故障は太陽電池モジュールの一部あるいは大部分を日陰にする模擬故障である。また本稿では、1MHz の Sample Rate で 0.5 秒間計測した電流データを用いて分析を進めた。

３．日射量の変化に伴う電流重畳成分の違い

本稿では、同一 PCS に接続された 2 つのストリングに流れる電流を同時に計測した。ストリングは片方を模擬故障無、もう片方を模擬故障有とすることにより、模擬故障の違いによる変化を計測した。さらに、計測する時間帯（日射量）を変えることにより、日射量の異なる複数の計測データを取得した。

＜3・1＞模擬故障前後における電流重畳成分　図 1～5 に日射量の異なる時間帯で計測した電流の周波数成分のグラフを示す。日射量が異なる場合においても、従来と同様に模擬故障の有無により電流の卓越周波数（本稿では 2 次高調波の 100 Hz など）において信号強度が増大する傾向があることが確認できた。

＜3・2＞日射量の変化に伴う電流重畳成分　図 1～5 に日射量の異なる時間帯で計測した電流の周波数成分のグラフを示す。日射量の変化に伴い、電流の高周波成分の卓越周波数に変化が見られた。図 1 に示すように、日射量が大きい環境下では、主に 2 次高調波が卓越している。しかし、日射量がやや小さくなり、390 W/m² 程度になると、図 3 に示すように、4 次、6 次といった n 次高調波にもピークが見られることが分かった。さらに、図 4 および図 5 に示すように 330 W/m² あるいは 230 W/m² などのさらに日射量が小さい場合では、4 次、6 次などの高次高調波のピークは見られなくなることが分かった。これらの結果より、故障診断時の日射量も故障診断に与える影響が大きいことが分かり、故障診断手法の確立に向けたデータの蓄積が重要である。

４．おわりに

我々は、太陽電池モジュールに流れる電流波形に着目し、その周波数成分が故障有無によって変化することを利用したモジュール故障の判定方法を提案している。今回は同一 PCS に接続された複数ストリングに流れる電流の周波数解析を実施し、ストリングごとの特性差異が故障検知に利用可能かを検討した。その結果、模擬故障前後で電流の高周波成分に特徴的な差異が生じることが確認でき、故障検知への利用可能を確認できた。また、日射量の変動がストリング電流に重畳される周波数成分に与える影響について確認を行った。こちらについても、模擬故障前後で電流の高周波成分に特徴的な差異が生じることが確認できた。さらに、日射量の変動により、特徴的な周波数成分が異なることが明らかになった。

今回得られた知見は実フィールドにおける診断手法の実装を考えるうえで極めて重要な示唆であり、故障に起因する周波数特性の変化と、環境要因に起因する変化をどのように分離するかという課題に対して、新しい視点を与えるものである。

今後は、計測データをさらに増やし、故障により引き起こされる周波数成分の変化パターンの分類および分析を進め、より簡便に設備故障を特定する方法を検討する。

文　献

(1) 伊藤、菅野:「太陽電池モジュールに流れる電流の周波数分析によるモジュール故障診断」令和五年 電気学会電力・エネルギー部門大会,No.189 (2023).

©2026 IEE Japan

太陽光発電出力の変化率に基づく機械学習による異常様相分類手法の基礎検討

五十嵐　宥介*，関場　陽一（電力計算センター），有松　健司（東北電力）

Fundamental Study of Machine-Learning-Based Classification of Anomalous Patterns Using the Rate of Change of Photovoltaic Generation System Power Output

Yusuke Igarashi, Yoichi Sekiba (Denryoku Computing Center, Ltd.),
Kenji Arimatsu (Tohoku Electric Power Co., Inc.)

１．はじめに

これまで筆者らは，より簡便な太陽光発電システム（以下，PVS）の異常兆候検出手法として，PVS の発電出力値である電圧と電流のみの計測値を用いて，太陽電池モジュール（モジュール）の発電特性を踏まえた関係性に着目した各種の異常兆候検知手法を提案し，各種測定データ等を用いてそれらの有効性について検証してきた[(1)~(5)]。

特に前報(5)では，発電出力の変化率に着目し，故障のない健全な時の発電出力との相違に基づく異常検知手法について基礎的な検討をした。同手法は異常兆候の有無を検知するものであったが，それに加えて異常の様相も予測できれば PVS の保守点検作業の効率化に寄与し得ると考える。本稿ではより実用的な手法として，変化率の頻度分布を教師データとする機械学習に基づく PVS 異常様相分類手法を提案し，その有効性について様々な異常様相を模擬したシミュレーションにより検討したので報告する。

２．発電出力変化率を特徴量とする異常様相分類手法

＜2・1＞提案手法の概要　　一般的に PVS の発電特性は，パワーコンディショナ（PCS）の直流側にあるモジュールの電気特性（*I-V* 特性）に大きく影響を受ける。モジュールに故障や不具合により異常が生じると *I-V* 特性は健全な時から相違するため，発電出力にも変化が生じる。つまり，異常によって *I-V* 特性の曲線形状が健全時から相違すると，発電出力の時間的な変化率にも相違が生じると考えられる。提案手法ではこれらの時間的な変化率 $(\Delta I/\Delta t, \Delta V/\Delta t)$ に着目し，その分布を主たる学習データとして機械学習に基づいて異常様相の分類をするものである。

＜2・2＞変化率頻度分布の算出　　提案手法では，まず機械学習の訓練データを準備するために，対象となる PVS の MPPT 制御を含む直流側の特性を模擬した回路モデルによって模擬[(6)]し，シミュレーションにより様々な異常様相（短絡電流低下，開放電圧低下 etc）における発電電流・電圧を取得する。次に，その各ケースにおいて得られた電流と電圧の時間的な変化率 $(\Delta I/\Delta t, \Delta V/\Delta t)$ を算出する。なお，本検討では $\Delta t = 5$ sec とした。この変化率 $(\Delta I/\Delta t, \Delta V/\Delta t)$ の点が分布する 2 次元空間を格子状に 32×32 の部分領域に分割し，ある一定期間（本検討では 1 週間）に部分領域 (i,j) に出現する点の頻度を $n_{i,j}$ とする。この頻度 $n_{i,j}$ に対して，絶対数の影響を除するために，式(1)に示すように全部分領域の頻度の和で規格化した頻度 $N_{i,j}$ を求める。

$$N_{i,j} = \frac{n_{i,j}}{\sum_{i,j} n_{i,j}} \qquad (1)$$

図 1 に，例として健全時と短絡電流（I_{sc}）20 %低下時の $N_{i,j}$ を示す。なお，異常の度合いを増幅するため本検討では式(1)の $N_{i,j}$ に次式で表される重み付関数 $M_{i,j}$ を乗算し機械学習の特徴量を算出した。

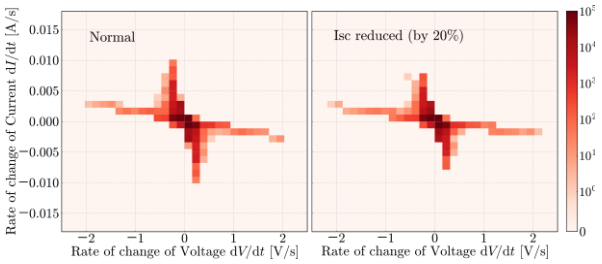


図 1　健全時と異常時（短絡電流 I_{sc} 20%低下）における発電出力変化率 $(\Delta I/\Delta t, \Delta V/\Delta t)$ の頻度分布
Fig.1. Rate of change of generation output $(\Delta I/\Delta t, \Delta V/\Delta t)$ for normal and abnormal (20% reduction in short-circuit current) cases.

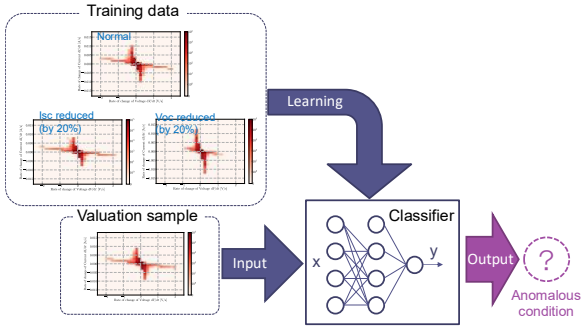


図 2　提案する異常様相分類手法の概念図
Fig. 2.　Schematic diagram of proposed classification method of anomalous condition.

©2026 IEE Japan

表 1　機械学習の特徴量
Table 1.　List of feature value for machine learning.

Feature Value	Meaning
$N_{i,j}$	Frequency of operating points in partial region (i, j)
CosM, *SinM*	Periodicity variable based on date of data (M : Month): $CosM = \cos(2\pi \cdot M/12)$, $SinM = \sin(2\pi \cdot M/12)$

$$M_{i,j} = \sqrt{x_{i,j}^2 + y_{i,j}^2} \qquad (2)$$

＜2・3＞機械学習による訓練と予測　　図 2 に提案手法の概念図，表 1 に機械学習の特徴量を示す。特徴量は上述の方法で得られた頻度分布 $N_{i,j}$ と，データの日付に基づく周期変数 *CosM*, *SinM* とした。なお，*CosM*, *SinM* は表 1 に示すとおり，データ取得月を M として余弦・正弦関数で与えられる周期変数であり，データの季節依存性を考慮するためのものである。これらの特徴量を適用し，上述のシミュレーションデータに基づく訓練データを用いて機械学習の分類器を訓練する。そのうえで，評価対象データ（計測値）に対しても同様の特徴量を算出し，訓練した分類器によって異常様相を分類・予測する。

3．シミュレーションによる提案手法の検討

＜3・1＞検討条件　　提案する機械学習に基づく PVS の異常様相分類手法について，XTAP[7]によるシミュレーションを用いて検討した。シミュレーション対象は既報の文献(3)と同様のモジュール 9 直列 2 並列構成の太陽電池アレイとした。モジュールに入力する日射量とモジュール温度データは，気象庁が提供する仙台市における 2018 年 ～ 2020 年の日射量と気温データ[8]に基づき与えた。

この 3 年分のデータを用いてシミュレーションにより，図 3 に示す健全時の状態，短絡電流 I_{sc} 低下（10%，20%），開放電圧 V_{oc} 低下（10 %，20 %）の 5 ケースにおける発電電流・電圧を取得した。2018 年，2019 年の 2 年分のデータ（3615 サンプル）を訓練データ，2020 年のデータ（1795 サンプル）を評価対象データとし検証した。機械学習の分類器としては，scikit-learn ライブラリ[9]で利用可応な Decision Tree，Random Forest，Gradient Boosting の 3 種を比較検証した。

＜3・2＞検討結果　　表 2 に各分類器における訓練データと評価対象データの決定係数 R^2 を示す。R^2 は訓練データでは 0.917 ～ 1.000, 評価対象データでは 0.874 ～ 0.947 となり，最も高いスコアは Gradient Boosting の 0.947 であった。表 3 に Gradient Boosting の評価対象データに対する混合行列を示す。同表より短絡電流低下（分類番号 1）の正答率は 96.7 %，開放電圧低下（分類番号 2）の正答率は 99.3 %であり，本検討の条件では概ね良好に異常様相の推定が可能であることを確認した。

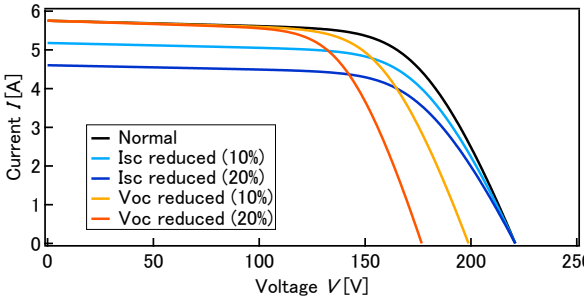


図 3　各ケースにおける PV アレイの *I-V* 特性
Fig. 3.　*I-V* characteristics of PV-array for each case.

表 2 提案手法による分類結果
Table 2.　Classification results by proposed method.

Classifier	Coefficient of determination R^2	
	Training	Evaluation
Decision Tree Classifier	0.917	0.874
Random Forest Classifier	1.000	0.928
Gradient Boosting Classifier	0.999	0.947

表 3　評価対象データの混合行列
Table. 3.　Confusion matrix for evaluation data (Gradient Boosting).

Confusion matrix [%]		Predicted class*		
		0	1	2
Actual Class*	0	81.6	12.5	5.9
	1	2.6	96.7	0.7
	2	0.6	0.1	99.3

*0: Normal, 1: I_{sc} reduced, 2: V_{oc} reduced

4．まとめ

本研究では PVS 発電出力の変化率を特徴量とし，機械学習に基づいて異常様相を予測・分類する手法を提案した。また，シミュレーションに基づく基礎検討の結果，提案手法によって短絡電流低下を 96.7 %，開放電圧低下を 99.3 %の正答率で予測・分類可能であることを示した。今後は，予測精度向上の検討や様々な条件における有効性検証を更に進めていく予定である。

文　献

(1) 有松ら，電学論 B, Vol.143, No.6, pp.402-410 (2023)
(2) 有松ら，電学論 B, Vol.143, No.7, pp.446-453 (2023)
(3) 有松ら，電学論 B, Vol.143, No.12, pp.623-631 (2023)
(4) 関場，有松，令和 7 年電気学会 B 部門大会 241 (2025)
(5) 有松，五十嵐，関場，令和 7 年電気学会 B 部門大会 239 (2025)
(6) 電気学会技術報告，No.1382
(7) XTAP 公式サイト: https://www.xtap.jp/top/
(8) 気象庁データベース: https://www.data.jma.go.jp/stats/etrn/
(9) scikit-learn: https://scikit-learn.org/stable/

©2026 IEE Japan

長期間の運転データに基づく大規模太陽光発電所の性能劣化の評価

奥　比加瑠*，桶　真一郎（津山工業高等専門学校）
宮本　裕介，長谷川　匡彦，京藤　毅，吉田　圭志（株式会社関電工）

Evaluation of Performance Degradation in Large-Scale Solar Power Plants Using Long-Term Operational Data

Hikaru Oku, Shinichiro Oke (National Institute of Technology, Tsuyama College)
Yusuke Miyamoto, Masahiko Hasegawa, Takeshi Kyoto, Keishi Yoshida (KANDENKO CO., LTD.)

１．はじめに

2012 年の固定価格買取制度の開始から 13 年が経過し，運転開始から 10 年以上がたつ事業用太陽光発電所が増えてきている。事業用太陽光発電所では収益性の確保の観点から長期運用に伴う発電性能の経年変化の把握が極めて重要である[1]。本研究では，千葉県匝瑳市，茨城県鏡町（新古河），および千葉県睦沢町にある関電工が所有する大規模太陽光発電所を対象として長期間の運転に伴う経年変化を分析した。

２．発電性能の変化

分析の対象とした匝瑳，新古河，および睦沢の 3 太陽光発電所の概略を表 1 に示す。いずれも国内メーカーの多結晶シリコン太陽電池モジュールを使用しており，運転開始から約 10 年が経過している。ただし，新古河では運転開始から 2 年後の 2017 年 3 月に 245 kW を増設した。これらの発電所では接続箱，集電箱およびパワーコンディショナーで電圧や電流を計測しており，設備全体の出力特性の変化を詳細に分析することが可能である。

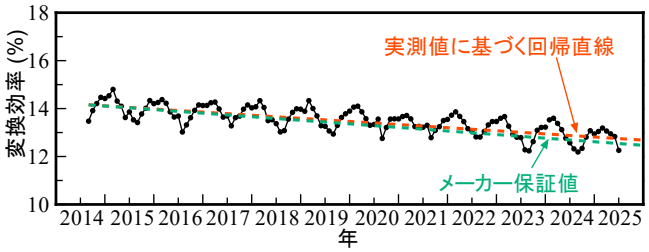
分析にあたり，定期点検や系統異常によるシステム停止や計測システムに起因するエラー値は除外した。図 1 に，匝瑳および新古河の変換効率の推移を示す。同図から，いずれの発電所においても変換効率が低下していることがわかる。図中には実測値の回帰直線と出力低下率のメーカー保証値（-1%/年）を引いた。運転開始から 10 年での実際の変換効率の低下は匝瑳では 1.30 ポイント，新古河では 0.734 ポイントであった。出力低下率にするとそれぞれ-0.918%/年，-0.558%/年で，いずれもメーカー保証値から予想される経年変化よりも良好である。睦沢でも同様の結果が得られた。また，新古河では性能のよいモジュールを増設したことでその傾向はより顕著であった。

３．まとめ

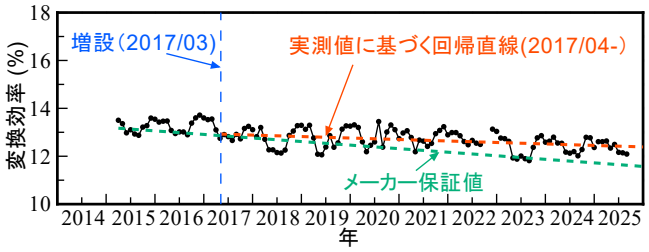
長期にわたり運転している太陽光発電所において，その変換効率の低下はメーカー保証値よりも小さいことがわかった。また，期間中に増設が実施された発電所ではさらに良好な結果が得られた。詳細に計測された実測データに基づく経年変化の分析は，発電所における通常の維持管理において重要であることに加え，増設のための投資など事業者による経営判断に寄与するものである。

表 1　分析対象とした太陽光発電所の概略
Table 1.　Overview of the large-scale solar power plants.

太陽光発電所	匝瑳	新古河	睦沢
運転開始日	2014/07	2015/03	2016/07
設備容量 (MW_{DC})	1.59	1.87 / 2.11	2.65
太陽電池モジュールの定格変換効率 (%)	14.9	15.3 / 16.2	15.5
太陽電池モジュールのメーカー	国内 A 社	国内 B 社	国内 B 社



(a) Sosa



(b) Shin-koga

図 1　発電所全体の変換効率の経年変化
Fig.1. Degradation of power plant conversion efficiency.

文　献

(1) 宮本 他，日本太陽エネルギー学会講演論文集 (2024)，No.53 (2024)

©2026 IEE Japan

衛星推定日射量を用いた
広域に分散設置されたPVシステム群の発電性能評価

青木　佑介*1，崔　錦丹 1，大関　崇 2，植田　譲 1
(1 東京理科大学，2 国立研究開発法人産業技術総合研究所)

Performance Evaluation of Wide-Area Distributed PV Systems Using Satellite-Derived Irradiance

Yusuke Aoki*1, Jindan Cui1, Takashi Oozeki2 and Yuzuru Ueda1
(1 Tokyo University of Science, 2 National Institute of Advanced Industrial Science and Technology)

１．はじめに

近年，太陽光発電(PV)の導入量は飛躍的に増加しており，特に屋上設置型等の小規模な分散設置された PV システムの普及が著しい。これら小規模 PV の多くは日射計等の気象観測設備を併設していないため，発電量の推定には一般に最寄りの気象官署における全天日射量が代用されるが，国内の主要な日射観測地点は約 50 箇所と限られている。そのため，観測地点から離れた PV システムにおいては，距離依存性に起因する推定精度の低下が課題となる。そこで本研究では，観測範囲と空間分解能に優れる衛星推定日射量(衛星日射)を活用することで，地理的制約を受けにくい発電量推定を行い，地上観測日射を用いた推定値との比較を通じ，その推定特性を検証する。

２．使用データ

日射データとして JAXA の気象衛星ひまわり 9 号[1]および気象官署[2]の全天日射量を，気温，風速データとして地域気象観測システム(アメダス)の観測値を用いた。衛星日射は，衛星センサによる地表面や雲からの反射輝度情報を基に，物理モデルやニューラルネットワークによって推定されたプロダクトである。JAXA が提供する気象データは，1km メッシュと準オンサイトの空間粒度を有する。検証には最寄り観測所から4~96[km]に位置する，岩手，宮城，福島，茨城，新潟県の計 34 地点の小規模 PV の発電実測値を用いた。検証期間は 2021 年の 1 年間とし，1 時間値を用いた。

３．提案手法

＜3・1＞衛星日射の補正

衛星日射は，地上での観測日射に対して一定の誤差が生じる。そのため，検証対象 5 県とその近隣 3 県の気象官署の観測日射と比較し，線形回帰による補正を行った。約 7 万点のデータ(8 地点×24 時間×365 日)を用いて回帰解析を行った結果，回帰直線の傾きは0.960，切片は−0.011となった。切片は十分に小さいため無視し，衛星日射に係数0.960を乗じることで補正を行った。

＜3・2＞物理モデルによる PV 発電量推定

発電量推定には文献[3]の手法を用いた。まず，全天日射量を Erbs[4]モデルにより直達成分と散乱成分に分離し，Perez[5]モデル等を用いて傾斜面日射量を推定した。発電時の温度損失として温度補正係数K_{PT}として考慮した。これらを用いて物理モデルによる推定発電量を式(1)，式(2)により算出した。

$$E = K \times P_{\mathrm{AS}} \times G_{\mathrm{A}} \div G_{\mathrm{S}} \tag{1}$$

ここで，Eは発電電力量，Kは総合設計係数，P_{AS}は標準太陽電池アレイ出力，G_{A}は傾斜面日射量，G_{S}は標準試験条件における日射強度(1000[W/m^2])である。

$$K = K_{\mathrm{HD}} \times K_{\mathrm{PD}} \times K_{\mathrm{PA}} \times K_{\mathrm{PM}} \times K_{PT} \times \eta_{INO} \tag{2}$$

ここで，K_{HD}は日射量年変動補正係数，K_{PD}は経年変化補正係数，K_{PA}はアレイ回路補正係数，K_{PM}はアレイ負荷整合補正係数，η_{INO}はインバータ実効損失(PCS 効率)である．温度補正係数K_{PT}は，次の式(3)，式(4)で算出される。

$$K_{PT} = 1 + \alpha_{P\max} \times (T_{PA} - 25)/100 \tag{3}$$

ここで，$\alpha_{P\max}$は最大出力温度係数，T_{PA}はモジュール温度，である。モジュール温度T_{PA}は気温T_A，風速V，傾斜面日射量G_Aを用いて算出される。

$$T_{PA} = T_A + \left(\frac{A}{B \times V^{0.8} + 1} + 2\right) \times G_A - 2 \tag{4}$$

A, Bは設置形態(架台，屋根置)による係数である。気温と風速データが衛星から得られないため，本検証では，近隣のアメダス観測値を代用した。

＜3・3＞評価指標による解析

評価指標として，nRMSE, nMBE を用いた。また，衛星推定値から観測推定値を減じた値を nRMSE 差分, nMBE 差分と定義した。

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N}\left(\hat{P}_i - P_i\right)^2} \tag{5}$$

$$nRMSE = \frac{RMSE}{P_C} \times 100 \tag{6}$$

©2026 IEE Japan

$$MBE = \frac{1}{N}\sum_{i=1}^{N}(\hat{P}_i - P_i) \quad (7)$$

$$nMBE = \frac{MBE}{P_C} \times 100 \quad (8)$$

ここで$\hat{P}$は推定値，Pは測定値，P_Cはシステム容量を示す。

４．結果

＜4・1＞衛星推定発電量と観測推定発電量の比較

PV34 地点の衛星日射と観測日射を用いた推定発電量の nRMSE と nMBE をそれぞれ図 1，図 2 に示す。縦軸は nRMSE[%], nMBE[%]，横軸は PV システムから観測所までの距離[km]である。

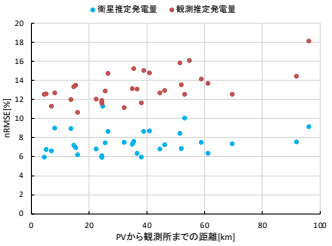


図 1 nRMSE

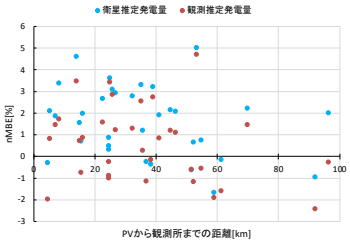


図 2 nMBE

図 1 より，衛星推定発電量は全ての距離で nRMSE が小さい傾向が見られた。また，その標準偏差は(衛星:1.29，観測:1.64[%])と，衛星推定が小さく，地点間の精度のばらつきが小さいことが確認できる。一方，観測推定発電量の nRMSE は，観測所からの距離との間に中程度の正の相関($r = 0.61$)があり，距離による誤差の増加が確認できる。

図 2 の nMBE については，観測推定発電量の方が 0 に近い値を示した。衛星推定発電量は多くの地点で正の値を示しており，全体として過大評価の傾向にあるとわかる。

nRMSE および nMBE の絶対値の差分(衛星-観測)を図 3，図 4 に示す。縦軸は nRMSE 差分[%], nMBE 差分[%]，横軸は PV システムから観測所までの距離[km]である。

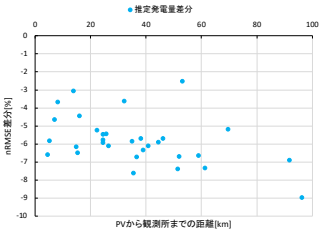


図 3 nRMSE 差分

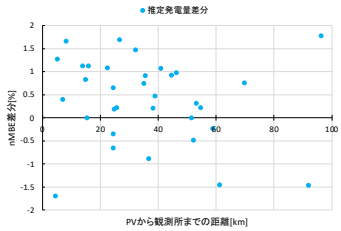


図 4 nMBE 差分

図 3 より，nRMSE 差分は常に負の値を示しており，衛星推定の精度が安定して高いことがわかる。また，距離との間には弱い負の相関($r = -0.45$)が見られた。一方，nMBE 差分は距離との明確な相関は見られなかった。検証全地点の平均値は(nRMSE 差分:-5.81, nMBE 差分:0.39[%])であった。以上の結果を表 1 にまとめる。衛星推定は，観測推定と比較して 1 時間値を用いた場合の出力変動の時系列的な再現性(nRMSE)に優れる一方，総発電量の評価(nMBE)においてはやや観測の方が誤差が小さい結果となった。

表 1 定量的評価

		平均値[%]	標準偏差[%]	距離との相関係数(r)
nRMSE	衛星	**7.49**	1.29	0.21
	観測	13.27	1.64	**0.61**
nMBE	衛星	1.63	1.61	−0.23
	観測	**0.61**	1.74	−0.27
nRMSE 差分		**−5.81**	1.34	**−0.45**
nMBE 差分		0.39	0.91	−0.17

５．まとめと今後

本研究では，衛星日射を用いた発電量推定を行い，地上観測推定と比較検証した。その結果，総発電量(nMBE)は地上観測推定が若干良好な値を示したが，衛星推定は出力変動の時系列的な再現性(nRMSE)において優れた性能を示した。今後は，衛星推定の地域特性や季節特性を検証するとともに，この毎時の高い推定精度を活かした評価手法の検討を進める予定である。

本論文の衛星日射は，宇宙航空研究開発機構(JAXA)の分野横断型プロダクト提供サービス(P-Tree)より提供を受けた。本研究の一部は福島県における再生可能エネルギーの導入促進のための支援事業費補助金（福島再生可能エネルギー研究所最先端研究・拠点化支援事業）により実施したものである。

文　　献

(1) 宇宙航空研究開発機構 (JAXA): “分野横断型プロダクト提供サービス (P-Tree)”, https://www.eorc.jaxa.jp/ptree/index_j.html (閲覧日 2025-12-28)
(2) 気象庁: “過去の気象データ・ダウンロード”, https://www.data.jma.go.jp/gmd/risk/obsdl/index.php (閲覧日 2025-12-28)
(3) 植田 譲 “大規模太陽光発電システム導入及び運用のための検討支援ツールの開発”，平成 30 年 電気学会電力・エネルギー部門大会，論文集, no.126, pp. 1-5-11 - 1-5-12 (2018 年 9 月)
(4) D.G.Erbs, S.A.Klein and J.A.Duffie : ”Estimation of the Diffuse Radiation Fraction for Hourly, Daily and Monthly-Average Global Radiation”, Solar Energy, Vol.28, No.4, pp.293-302(1982)
(5) R.Perez, et.al : ”A New simplified version of the perez diffuse irradiance model for tilted surfaces”, Solar Energy, Vol.39 pp.221-231(1987)
(6) 日本産業規格 :JIS C 8907 太陽光発電システムの発電電力量推定

©2026 IEE Japan

GIS と気象データを活用した避難所における PV 発電ポテンシャルと電力自給率の定量評価

白倉　遼太郎*，崔　錦丹，植田 譲（東京理科大学）

GIS-based Quantitative Assessment of PV Potential and Power Self-Sufficiency in Evacuation Shelters

Ryotaro Shirakura, Jindan Cui, Yuzuru Ueda (Tokyo University of Science)

１．まえがき

近年，自然災害の激甚化に伴う広域停電リスクが増大しており，一極集中型系統電力への依存から脱却した地域分散型エネルギー供給体制の構築が注目される。また，2050 年のカーボンニュートラル実現に向け，既存施設へ導入可能な太陽光発電（PV）の普及が期待されている。

一方，学校施設は避難所に指定されているだけでなく，地域内に均等に配置されているため，分散型電源の拠点として高い適性を有すると考えられる。以上を踏まえ，本研究では，地域の防災拠点である小中学校に着目し，GIS および気象データを用いて各施設の PV 発電ポテンシャルを推定する。また，PV システムを非常用電源として利用した際の電力自給率を評価するとともに，非常時のみならず，平常時においても有効に活用可能な運用モデルを構築することを目的とする。

２．使用ソフト・データ

＜2・1＞使用ソフト

日陰損失補正係数を算出時に ArcGIS Pro 3.5 を使用した。

＜2・2＞気象観測データ(1)

2013 年 10 月 1 日から 2014 年 9 月 30 日における全天日射量（1 時間値），気温，風速　地点：東京

＜2・3＞電力需要データ(2)

大規模，高圧小口，関東，教育・学習支援業

＜2・4＞避難所データ(3)(4)

避難所の避難所名，延床面積

＜2・5＞Digital Elevation Model(DEM：数値標高モデル)(5)

0.5m 格子状の標高データ

３．提案手法

本研究では以下の図 1 の 6 つのステップにより非常時および平常時の電力自給率の評価を行う。

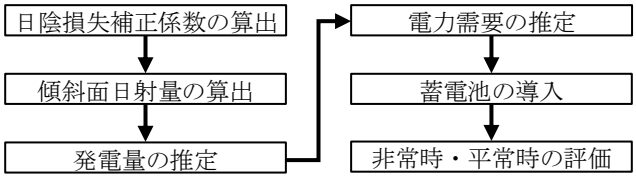


図 1 全体概要フロー

Fig.1 Overall Flow

＜3・1＞日陰損失補正係数の算出

都市部では，周辺建物等による日陰が PV 発電量に多大な影響を及ぼす。そこで本研究では，先行研究(6)で用いられた DEM および Digital Surface Model(DEM : 数値表層モデル)を活用し，周辺建物による日陰を考慮した日射量を算出する。また，各対象建物について，日陰損失補正係数を直達成分および散乱成分それぞれに対して式(1)および式(2)を用いて算出する。

$$K_{dir}(i,t) = \frac{R_{DSM_{dir}}(i,t)}{R_{DEM_{dir}}(i,t)} \quad (1)$$

$$K_{dif}(i,t) = \frac{R_{DSM_{dif}}(i,t)}{R_{DEM_{dif}}(i,t)} \quad (2)$$

ここで，下付き文字のdirは直達成分，difは散乱成分を表し，小中学校 i における時刻 t の日陰損失補正係数K は，ArcGIS の全天可視領域アルゴリズムを用いて DEM および DSM から算出した日射量 R_{DEM} と R_{DSM} の比で表される。

＜3・2＞傾斜面日射量の算出

新太陽エネルギー利用ハンドブック(7)に記載された天文的パラメーターを利用し，Erbs モデル並びに Perez モデルから全天日射量を直散分離して傾斜面日射量H_{Ag}を算出し，前節で算出した日陰損失補正係数をそれぞれかけ合わせることで，建物ごとの日陰と天候を考慮した傾斜面日射量 H_{AgK}を以下の式(3)で算出することができる。

$$H_{AgK}(i,t) = H_{Ab}(t) \times K_{dir}(i,t) + H_{Ad}(t) \times K_{dif}(i,t) + H_{Ar}(t) \quad (3)$$

H_{Ab}は傾斜面直達日射量，H_{Ad}は傾斜面散乱日射量，H_{Ar}は傾斜面反射日射量を表す。

＜3・3＞発電量の推定

傾斜面日射量 H_{AgK}を用いて各小中学校に対する発電電力E_{PV}を以下の式(4)により推定する。

$$E_{PV}(i,t) = H_{AgK}(i,t) \times \mathrm{A}(i) \times \alpha(i) \times K_T(t) \times \eta \quad (4)$$

ここで，A は屋根面積，α は設置可能率，K_T は温度損失係数，η は発電効率を表す。設置可能率は各校舎の屋根面積に合わせて設定し，PV システムの発電効率は 20%とする。

＜3・4＞非常時の電力需要

本研究では，大規模災害により系統電力の供給が停止し，施設が電力的に孤立した事態を想定して評価を行う。この際，PV システムおよび蓄電池設備は被害を受けず，継続して稼働可能なものと仮定する。評価にあたっては，期間全体

©2026 IEE Japan

における電力の供給可能量と必要需要の総量を比較する手法を用いる。避難所の必要需要は文献[8]に基づき，施設維持のためのベース電力[9]2Wh/m2 に，最大収容人数分の生活需要 0.3kWh/人を合算して算定した。

＜3・5＞平常時の消費電力の推定

EMS OPEN DATA から，教育施設の名称や延床面積に関する情報は取得できないため，データ群の中から小中学校の標準的な消費電力プロファイルを推定し，構築する。

＜3・6＞蓄電池の導入

蓄電池容量は災害時施設の最大収容人数に基づき 1 人あたり 0.3kWh とし，インバーター出力は 100kW に設定した。充放電は，非常時・平常時ともに PV 余剰電力のみを SOC=100%まで充電し，系統充電や逆潮は行わないことを想定した。また，放電は SOC=100～40%の範囲で実施する。運用にあたっては，まず非常時の自立運転において蓄電電力を最大限活用する。さらに設備の有効活用の観点から，平常時も同条件で放電を行い，不足分を系統供給で補うものとする。このルールに基づき，避難所としての電力自給能力を評価する。

＜3・7＞評価指標

非常時の総需要に対して，PV と蓄電池統合システムからの電力自給率を評価指標として，PV システムの防災性を評価する。また，自給率は以下の式(5)のように評価する。

$$\text{自給率}\,[\%] = \frac{\sum_1^{24}\{E_{PV}(t) + E_B(t)\}}{\sum_1^{24} E_D\,(t)} \times 100 \quad (5)$$

ここで，E_{PV} は PV による発電量，E_B は蓄電池からの放電量，E_D は電力需要量である。

4. 結果と考察

本研究では，東京都葛飾区の避難所に指定されている小・中学校を対象とした。まず，対象施設からランダムに抽出した最大収容人数が 1792 人である 1 校をモデル校として屋上に PV システムを設置し，その電力自給率を評価した。次いで，得られた手法を区内全域の対象施設へと適用・拡張することで，地域全体の傾向を把握する手法を採用した。

＜4・1＞非常時の電力自給率

代表期間において 1 週間ごとの非常時の電力自給率を算出して，以下の表 1 にまとめる。

表 1 非常時の電力自給率

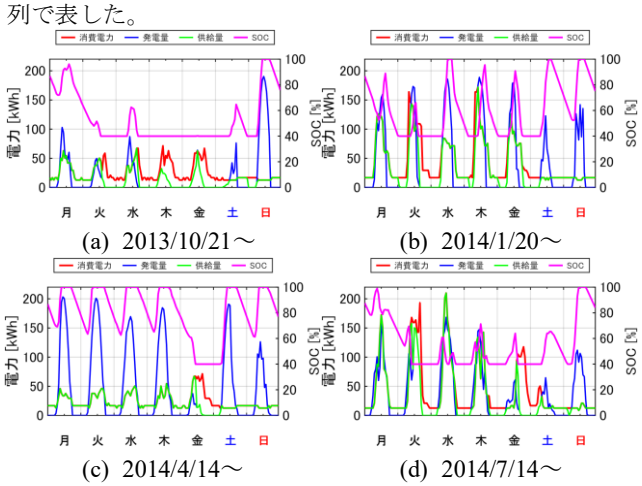
Table 1. Self-sufficiency Rate During Emergencies

期間	電力自給率	期間	電力自給率
2013/10/21～	42.5%	2014/4/14～	78.4%
2014/1/20～	71.5%	2014/7/14～	73.2%

表 1 の結果より，自給率は多くの月で 70%を超えるが，10 月には 50%以下まで低下した。これにより，単独の建物のみでは天候の影響を強く受け，電力供給が不足する場合があることが判明した。今後は，この不足分を補完するための施設間連携や，蓄電池の最適運用などの検討が課題である。

＜4・2＞平常時の電力自給率

図 2 に平常時の電力需要，発電電力，蓄電池 SOC を時系列で表した。



(a) 2013/10/21～ (b) 2014/1/20～

(c) 2014/4/14～ (d) 2014/7/14～

図 2 電力需要と供給

Fig 2. Power supply and demand

図 2 より，多くの日で需要を自給できているが，日照条件の悪い日は自給率が低下していることがわかる。1 週間ごとの平均電力自給率は順に，58%，82%，89%，76%であった。

5. まとめ

GIS と気象データを活用し，葛飾区内小中学校の PV 発電ポテンシャルと電力自給率を定量評価した。その結果，非常・平常時の双方で一定の自給能力を実証した。今後は解析対象を区全域へ広げ，より広域的な評価手法の構築を目指す。

文　献

(1) 気象庁（閲覧日：2025/12/29）
https://www.data.jma.go.jp/risk/obsdl/index.php
(2) EMS OPEN DATA（閲覧日：2025/12/29）
https://www.ems-opendata.jp/
(3) 葛飾区，避難所（閲覧日：2025/12/29）
https://www.city.katsushika.lg.jp/kurashi/1004028/1000063/1004031/1030351/1031081.html
(4) 葛飾区，葛飾区学校施設長寿命化計画
https://www.city.katsushika.lg.jp/information/1000084/1006015/1020415/index.html（閲覧日：2025/12/29）
(5) G 空間情報センター，東京都デジタルツイン実現プロジェクト　区部点群データ（閲覧日：2025/12/29）
https://www.geospatial.jp/ckan/dataset/tokyopc-23ku-2024
(6) 荒谷悠汰，崔錦丹，植田譲「GIS と地図情報を活用した都市部の駐車場における広域的な PV ポテンシャルの把握」日本太陽エネルギー学会講演論文集(2025)
(7) 新太陽エネルギー利用ハンドブック，新太陽エネルギー利用ハンドブック編集委員会，日本太陽エネルギー学会(2000)
(8) 奈良県，非常用電源の検討（閲覧日：2025/12/29）
https://www.pref.nara.jp/secure/315120/06_shiryo6.pdf
(9) 大島弘睦，下田吉之，山口弘雅，岸本卓也，山口麻有，中村和弘「時刻別総電力量を用いた建物エネルギー使用実態評価手法の開発」空気調和・衛生工学会論文集 No. 264，2019 年 3 月号(2019)

©2026 IEE Japan

両面受光太陽電池モジュールの方位角追尾が発電電力に及ぼす影響の実験的評価

丸尾　天真*，桶　真一郎（津山工業高等専門学校），山田　昇（長岡技術科学大学）

Experimental Evaluation of Azimuth Tracking Effect on Power Generation in Bifacial Photovoltaic Modules

Temma Maruo, Shinichiro Oke (National Institute of Technology, Tsuyama College)
Noboru Yamada (Nagaoka University of Technology)

１．はじめに

従来の片面受光太陽電池（mono-facial photovoltaic, MFPV）モジュールよりも単位面積当たりの発電電力が大きい両面受光太陽電池（bifacial photovoltaic, BFPV）モジュールの設置方法としては，垂直設置が注目されている(1)。その一方で，新たに設置される太陽光発電システムの 50%以上は一軸追尾架台に搭載されている(2)。裏面への入射光を利用できる BFPV モジュールにおいても，追尾は発電電力の増加に有効であることが予想される。

本報では，BFPV モジュールを追尾架台に搭載した場合の発電特性を実測し，垂直設置の場合や従来の MFPV モジュールの場合と比較した結果を報告する。

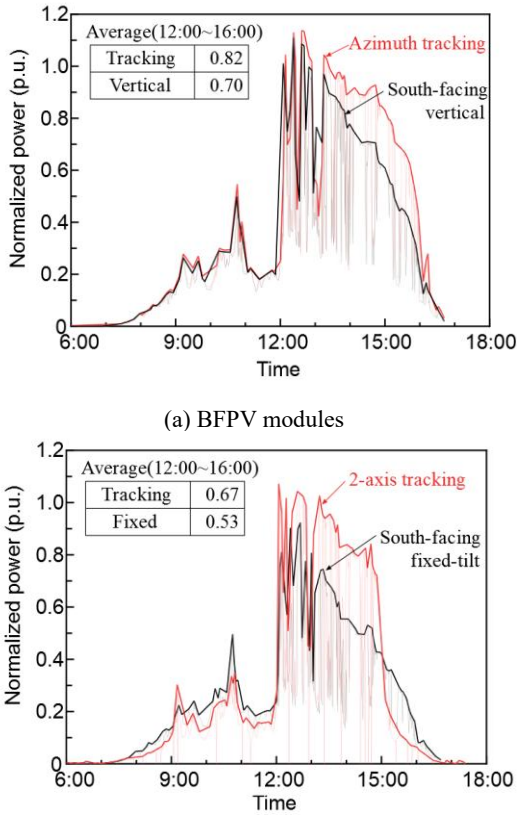
２．発電特性の計測

実験場所は岡山県津山市にある津山高専の屋上である。BFPV モジュールはいずれも垂直設置の南向き固定および方位角追尾，MFPV モジュールは南向き（傾斜角 20 度）および 2 軸追尾とした。

図 1 に，2025 年 12 月 16 日に計測した発電電力（I-V 特性から求めた最大電力）をそれぞれの定格出力で規格化した p.u.値の推移を示す。なお，晴天であったが発電電力が激しく変動したため，図中には実測値に加えてその包絡線を描いた。また，晴天だった 12:00～16:00 の間の p.u.値の平均値を示してある。同図（a）から，方位角追尾によって晴天時における BFPV モジュールの出力は南向き固定よりも 17%程度大きいことがわかる。冬至が近く 1 年で最も太陽高度が低い時期にこれだけの違いがあるのであれば，春季～秋季にはその差がさらに広がり追尾の効果がより大きくなることは確実である。なお，13:00 ごろに発電電力が 1.0 p.u.を超えたのは，定格値が裏面への入射日射をゼロとして計測する IEC61215-2:2016 に準拠しているからである。同図（b）の MFPV モジュールでも，散乱日射が卓越する場合を除き 2 軸追尾の発電電力の方が 25%程度大きくできる。ただし 1 軸追尾に比べて複雑な構造の追尾装置が必要である。

３．まとめ

BFPV モジュールを追尾架台に搭載することで，その発電電力および発電電力量を増大させることができることがわかった。今回は冬季のデータを示したが夏季にはその効果はさらに大きくなると予想されるため，今後は年間を通したフィールド試験を実施するとともに，他の追尾方法の効果についても検討する。



(a) BFPV modules

(b) MFPV modules

図 1　定格出力あたりの発電電力の推移

Fig.1. Normalized power of the BFPV and MFPV modules.

文　献

(1) M. R. Khan *et al*., Applied Energy, vol. 206, pp. 240–248 (2017), doi: 10.1016/j.apenergy.2017.08.042.
(2) VDMA, ITRPV 2024 Results, 16. Edition, p.70, May 2025.

©2026 IEE Japan

営農型太陽光発電における太陽電池アレイ下の環境観測および作物表面温度上昇推定

髙島　工*，大関　崇（産業技術総合研究所）

Environmental monitoring under PV arrays and estimation of crop surface temperature rise in Agrivoltaic system

Takumi Takashima, Takashi Oozeki (National Institute of Advanced Industrial Science and Technology)

１．まえがき

農地の上部空間に太陽電池を設置し農業を継続しながら太陽光発電を行う営農型太陽光発電の実施事例は農林水産省からのガイドブック[1]等にあるが、実際に農地の日射や温度等を観測した事例は見当たらない。作物がどのような日射環境や温度環境におかれるかを事前に知ることは営農型太陽光発電の事業計画立案や実施にあたって必要不可欠なことであり、太陽電池アレイによる遮光によって作物温度がどの程度変化するかも作物栽培において関心が高いところである。

本報では、福島県内の水稲圃場に設置された営農型太陽光発電設備にて太陽電池アレイ下の環境を観測した結果と、作物の表面温度の上昇量を推定した結果を報告する。

２．観測方法

＜2・1＞観測圃場　　観測対象は福島県川俣町の水稲の圃場である[2]。試験区（太陽電池アレイあり）と慣行区（太陽電池アレイなし）の圃場は約 140m 離れている。試験区の太陽電池アレイ架台は高さ約 3.0m、支柱間隔（スパン）は東西、南北とも約 4.9m の藤棚式で、設置された太陽電池モジュールは長さ 1570mm、幅 280mm、厚さ 35mm、太陽電池設置間隔は南北方向 7 枚/スパン、東西方向 3 枚/スパンである。太陽電池アレイによる遮光率（太陽電池が日射を遮る比率）は約 40%であり、太陽自動追尾機構（スマートターン）が付設されている。太陽光発電設備容量は DC 容量 63.2kW、AC 容量 49.5kW である。

＜2・2＞観測項目　　試験区および慣行区に、気温、相対湿度、風速、風向、全天日射強度（試験区 3 点、慣行区 1 点）、地温、水温、土壌水分、葉面濡れ、光量子束密度の各センサを設置し、2024 年 1 月下旬から 10 分間隔で観測を行っている（光量子束密度の観測は 2025 年 1 月開始）。ただし、地温センサと水温センサ、土壌水分センサは移植（田植え）後に設置し、収穫（稲刈り）前に撤去している。農作業の支障とならないよう、一部を除きセンサは地上から 1800mm 以上に設置している。現地にはネットワークカメラを設置し、作物の生育状況を観察している。取得したデータは無線通信によりサーバに蓄積し、遠隔からのデータ確認を可能としている。また、2025 年は出穂後に穂先に熱電対を設置し、1 分間隔で作物表面温度を観測した。

３．観測結果

＜3・1＞環境観測　　試験区（太陽電池アレイ下を除く）と慣行区を含む圃場全体の日射および風速風向は同一と仮定して観測データを整理した。日照時間は全天日射強度の観測値から Erbs モデル[3]により直達日射強度を算出し、その値が 120W/m^2 以上となった時間を積算した[4]。表 1 に 2025 年の 1 月から 12 月までの日射量、日照時間等の積算値と慣行区に対する比率を示した。ただし、試験区の積算日射量および積算日照時間は 3 測定点の平均値である。ここで、気温は 8 月 1 日からの積算値、地温は 6 月 1 日から 9 月 30 日の積算値である。表 1 より、慣行区に対して試験区では積算日射量は 5 割程度、日照時間は 3 割程度、風速は 5 割程度であり、気温や地温には差異は見られなかった。各測定項目とも、2024 年[2]と 2025 年で大きな差異は見られなかった。

表 1　積算日射量、日照時間、気温、地温、風速の比較

	試験区(A)	慣行区(B)	(A)／(B)
積算日射量 [MJ/m^2]	2,494	5,070	49%
積算日照時間 [hour]	456	1,719	27%
積算平均気温 [℃]	2,270	2,246	101%
積算平均地温 [℃]	2,968	2,947	101%
平均風速 [m/s]	0.77	1.48	52%

＜3・2＞作物表面温度　　図 1 に測定期間（8 月 21 日から 9 月 30 日）各日の試験区（*withPV*）および慣行区（*w/oPV*）の作物表面温度の最高値 *Tc_max*、最低値 *Tc_min* と、慣行区の最高気温 *Ta_max_w/oPV*、最低気温 *Ta_min_w/oPV* を示した。日照時の作物表面温度の差異を抽出するために、日中の日照時間算出条件に該当するデータについて作物表面温度と気温の差の平均値と最大値を算出し、表 2 に示した。慣行区では作物表面温度が気温よりも最大 13℃程度上昇するのに対し、試験区では 6℃程度の上昇に抑えられることがわかった。

©2026 IEE Japan

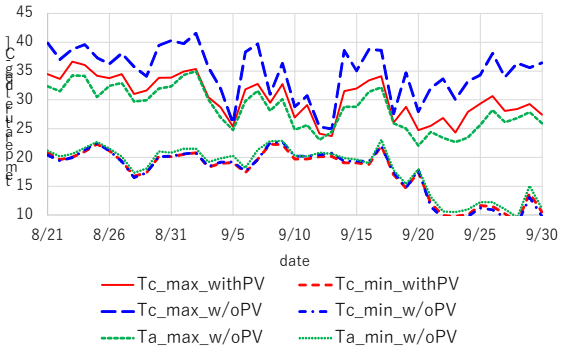


図１　作物表面温度と気温の比較

表２　作物表面温度と気温の差

	日中（直達日射強度 120W/m^2 以上）
慣行区	平均 5.50℃、最大 13.61℃
試験区	平均 1.07℃、最大 5.75℃

４．作物表面温度上昇の推定

＜4・1＞温度上昇推定モデル　　営農型太陽光発電のアレイ下環境のシミュレーションモデルの構築にあたり、太陽電池モジュールの温度上昇の推定モデル[5]を参考に、日射強度 G_A、風速 V から作物表面温度の温度上昇 ΔT を推定するためのパラメータを算出した。使用した推定式を式(1)に示す。定数 k_1、k_2 には作物表面温度や気温、各種物理定数、物性値が含まれるが、慣行区で観測された気温、作物表面温度、日射強度、風速、および各種定数から、k_1=56.09、k_2=14.33 とした。

$$\Delta T = \left(\frac{A}{B \times V^{0.8}+1} + 2\right) \times G_A - 2 \qquad (1)$$

$$A = \frac{G_A}{k_1},\ B = \frac{k_2}{k_1}$$

＜4・2＞作物表面温度上昇量の推定　　試験区の日射強度、風速、および前節で決定された k_1、k_2 を用いて式(1)により作物表面温度上昇推定値 ΔT_{est} を算出し、実測における作物表面温度と気温の差 ΔT_{meas} と比較した。ただし、観測値は 30 分平均値を用いた。推定誤差 $\Delta T_{est} - \Delta T_{meas}$ の分布を図 2 に示す。推定誤差の分布は±1℃以内が 63%、±2℃以内が 78%、±4℃以内が 88%だった。なお、本推定モデルによる太陽電池モジュールの温度上昇の推定精度は±2℃以内は 82%、±4℃以内は 96%である[5]。

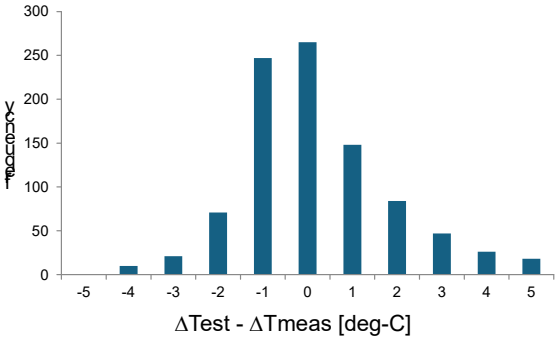


図２　作物表面温度上昇量の推定誤差の分布

５．まとめと課題

営農型太陽光発電設備における太陽電池アレイ下の環境の観測結果および作物表面温度上昇の推定結果を報告した。

慣行区と比較して試験区（遮光率約 40%）では、(1)積算日射量は慣行区の 5 割程度、(2)日照時間は 3 割程度、(3)風速は 5 割程度、との結果を得た。作物表面温度は、気温に対して慣行区が最大 13℃℃程度上昇するのに対し、試験区では最大 6℃程度の上昇だった。

作物表面温度上昇量の推定モデルのパラメータを決定し、推定値と測定値の比較を行った。推定誤差の分布は±1℃以内が 63%、±2℃以内が 78%、±4℃以内が 88%だった。

今後は、作物の生育ステージ別の環境因子の評価等を行うとともに、作物成育に対する最適設計のためのシステム設計のシミュレーションを行う予定である。

６．謝辞

本観測結果は、福島県における再生可能エネルギーの導入促進のための支援事業費補助金「太陽光発電の O&M 等の技術開発・人材育成拠点の形成」事業の成果として得られたものである。本観測の実施にあたり、千葉エコ・エネルギー株式会社殿には観測実施場所の調整にご尽力いただいた。KTSE 合同会社齋藤広幸様には観測場所の提供および管理において多大なご協力をいただいた。関係各位に厚く御礼申し上げます。

文　献

(1) 農林水産省、営農型太陽光発電取組支援ガイドブック、https://www.maff.go.jp/j/shokusan/renewable/energy/attach/pdf/einou-61.pdf
(2) 高島、他、平成 7 年電気学会全国大会、7-003、2025
(3) D.G.Erbs, et al.,Solar Energy, Vol.28, No.4, pp.293-302, 1982
(4) 気象庁、湿度・気圧・日照時間について、https://www.jma.go.jp/jma/kishou/know/faq/faq5.html
(5) 湯川、他、太陽電池モジュール温度上昇の推定、電学論 B、vol.116、no.9、p.1101-1110、1996

©2026 IEE Japan

LC 共振負荷が新型能動方式の単独運転検出に与える影響

町田　慶介*，王　宇凱，近藤　潤次（東京理科大学）

Impact of LC Resonant Loads on Islanding Detection Using the New Active Method

Keisuke Machida, Yukai Wang, Junji Kondoh (Tokyo University of Science)

１．はじめに

近年、一般住宅用太陽光発電や小形風力発電など分散型電源の低圧配電系統への導入が進んでいる。系統事故時の安全確保のためパワーコンディショナ(PCS)には単独運転検出機能の具備が義務付けられており，日本ではステップ注入付き周波数フィードバック方式(新型能動方式)が実質的な標準として採用されている。この方式は分散型電源が大量に低圧配電線に接続された場合でも単独運転を確実かつ迅速に検出できる。電気安全環境研究所(JET)における PCS の認証試験では、誘導機負荷を接続した条件下で単独運転持続時間の確認が行われている。一方、先行研究[1]においては単相誘導機負荷の場合と大容量 LC 共振負荷の場合を比較し、LC 共振負荷での試験のみで充分と結論付けている。IEC62116 や IEEE1547 などの海外の規格でも大容量 LC 共振負荷を採用しているものの、日本の認証試験では LC 共振負荷を用いていない。そこで本研究では新型能動方式を具備する PCS の単独運転防止試験において LC 共振負荷が及ぼす影響を理論と実験の両方から調査する。具体的には周波数フィードバック機能による無効電力注入量を低減した場合の実験や、単独運転継続時間について誘導機負荷と比較する。

２．単独運転検出方式および試験構成

＜2・1＞新型能動方式　　新型能動方式の周波数フィードバック機能は、周波数偏差を助長するように無効電力を注入する方式である。本研究で用いた PCS に設定した周波数偏差-無効電力特性を図 1 に示す。通常時には分散型電源が無効電力を注入しても巨大な電力系統の周波数は影響を受けないが、単独運転に移行した際は無効電力の注入により周波数偏差が助長され、閾値を超過すると単独運転と判定される。

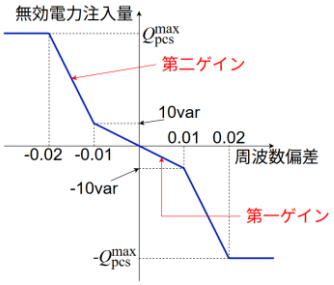


図 1　周波数偏差と無効電力の関係
Fig. 1. Relationship between Frequency Deviation and Reactive Power

＜2・2＞実験回路構成図　　図 2 に実験回路を示す。PCS は新型能動方式を具備した小形風車用三相 200 V・9.9 kW の定格出力である。小形風力発電では定格の 1/4 出力で単独運転防止試験を行うことを求められているため，IEC62116 や IEEE1547.1 に倣い LC 共振負荷の容量はそれぞれ 2.5 kvar を供給および吸収する大きさとした。実験データは電力計（日置 3169-01）で計測，およびオシロスコープで得た電圧・電流波形から算出した。

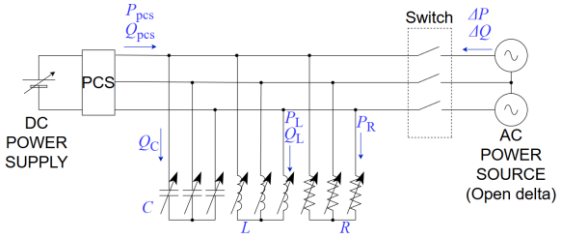


図 2　LC 共振負荷を接続した単独運転防止試験回路図
Fig. 2. Circuit Diagram of Anti-islanding Test with LC Resonant Loads

＜2・3＞単独運転検出限界の理論的導出　　周波数が基準f_0 (= 50 Hz)で LC 共振負荷が接続された状態において、単独運転発生後に周波数を意図的に目標値$f_{i,tar}$へ変動させるために必要な無効電力量Q_{dis}を理論的に導出すると(1)式となる[1]。

$$Q_{dis} = P_{DG} Q_f \left(\frac{f_0}{f_{i,tar}} - \frac{f_{i,tar}}{f_0} \right) \tag{1}$$

ここでP_{DG}:インバータの有効電力出力、Q_f：品質係数である。本実験では、周波数偏差を単独運転と判定する閾値($f_{i,tar} - f_0 = \pm 1.25$ Hz)まで逸脱させるために必要な理論上の最小注入量は(1)式に、今回の実験で測定したP_{DG} =2.5 kW、および測定したR, L, Cの値から算出した$Q_f = 0.965$を代入するとQ_{dis} =120 var と算出される。よって PCS の最大無効電力注入量Q_{pcs}^{max}がこの値を下回る場合、周波数は閾値まで単独運転検出できないと示唆される。

３．実験結果および考察

＜3・1＞LC 共振負荷における検出限界の実験　　理論式で得られた限界値Q_{dis}(= 120var)の妥当性を検証するために、Q_{pcs}^{max}を 1 kvar，200 var, 100 var, 70 var, 50var に設定した際の単独運転試験をそれぞれ実施した。なお、本項に示すグラフにおいて，無効電力と周波数偏差の瞬時値はオシロスコープで計測した電圧・電流波形からの測定値をそれぞれQ_vとΔf_v，電力計での測定値をそれぞれQ_mとΔf_mと表記し、Δf_vか

©2026 IEE Japan

ら算出した平均周波数偏差は$\Delta\overline{f_v}$と表記している。ここで$\Delta\overline{f_v}$は JEM1505 に規定されている「PCS が周波数偏差を算出する値」に相当し、最新周期から 40ms 分の平均値と、最新周期から 520ms 前から 320ms 分の平均値の差分であり，この値が閾値を超えると PCS は単独運転と判定する。$Q_{\mathrm{pcs}}^{\mathrm{max}} = 1$ kvar では単独運転時間(t_{island})が約 80 ms と迅速に検出できた。$Q_{\mathrm{pcs}}^{\mathrm{max}} = 200$ var においても検出できたが$t_{\mathrm{island}} = 0.14$ s となった。JET 認証では単独運転の 0.2 s 以内の検出が必要で，以上の$Q_{\mathrm{pcs}}^{\mathrm{max}}$ではこの範囲内に収まった。算出された$Q_{dis}$より小さい$Q_{\mathrm{pcs}}^{\mathrm{max}} = 100$ var および 70 var の設定では単独運転の検出不可能であることが予想されたが，実際にはどちらも$t_{\mathrm{island}} > 0.6$ s と長引いたものの単独運転を検出できた。より条件の厳しい$Q_{\mathrm{pcs}}^{\mathrm{max}}$ =70 var における試験結果を図 3 に示す。$Q_{\mathrm{pcs}}^{\mathrm{max}} = 50$ var では，図 4 のように周波数が約 1s の周期で若干変動したものの単独運転検出できず， PCS の入力側の直流電源を手動で OFF するまで単独運転状態がずっと継続した。理論値を下回る$Q_{\mathrm{pcs}}^{\mathrm{max}}$ =70 var で検出に至った要因として，電力計で測定した周波数偏差の瞬時値(Δf_vとΔf_m)は閾値(±1.25 Hz)を超過していないが，$Q_{\mathrm{pcs}}^{\mathrm{max}}$ =50 var でも見られた約 1s 周期の変動により平均値$\Delta\overline{f_v}$は閾値-1.25 Hz に到達したためと考えられる。

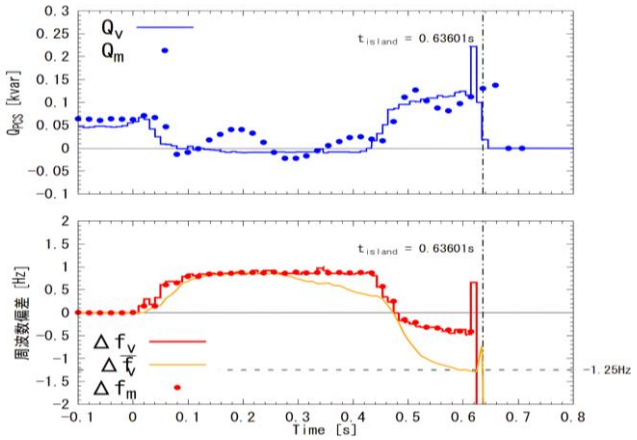


図 3　$Q_{\mathrm{pcs}}^{\mathrm{max}} = 70$ var での試験結果
Fig. 3. Test result with $Q_{\mathrm{pcs}}^{\mathrm{max}} = 70$ var

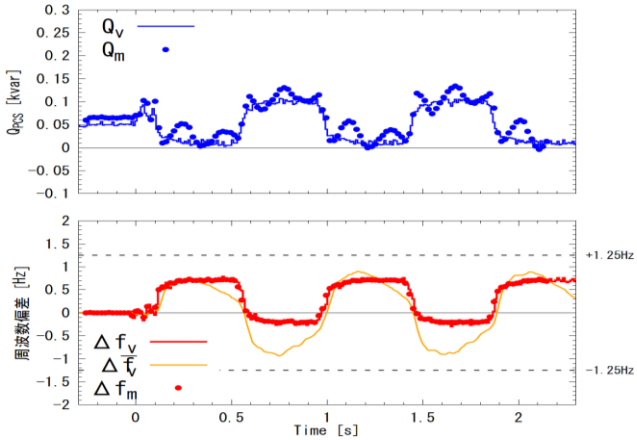


図 4　$Q_{\mathrm{pcs}}^{\mathrm{max}} = 50$ var での試験結果
Fig. 4. Test result with $Q_{\mathrm{pcs}}^{\mathrm{max}} = 50$ var

＜3・2＞誘導機負荷との比較　　LC 共振負荷の影響を評価するために，$Q_{\mathrm{pcs}}^{\mathrm{max}} = 1$ kvar 設定時の LC 共振負荷条件と、誘導機負荷条件（単相 645 W の単相誘導機 3 台[2]、および定常運転時に約 2.5 kvar を消費する定格 5.5 kW 三相誘導機 1 台[3]を接続した場合）の単独運転継続時間の平均値と比較すると表 1 になる。
表 1 から誘導機負荷と比較して LC 共振負荷を接続したケースでは継続時間が短い。新型能動方式に関しては，誘導機負荷が接続された場合の方が単独運転継続時間を延伸することが明らかになった。

表 1　単独運転継続時間平均値の比較
Table. 1. Comparison of Average Run-on Times

試験時の周波数変化	f上昇［ms］	f下降［ms］
5.5kW三相誘導機	325	1707
単相グラインダ３台	133	138
LC共振負荷	96	85

４．おわりに

本研究では新型能動方式を具備した PCS において、LC 共振負荷を接続した時の影響について検証を行い，以下の結果を得た。

1. 無効電力注入量を低減させると、単独運転継続時間が延伸する傾向が確認された。
2. 単独運転判定の閾値まで周波数偏差を生じさせるために必要な理論値を十分下回る注入量である 50 var の条件下では周波数変動が不十分となり単独運転が検出されず継続する結果となった。
3. 新型能動方式に関しては，誘導機負荷と比較して LC 共振負荷は単独運転検出に及ぼす影響が小さい。

文　　献

(1) M. Ropp, R. Bonn, S. Gonzalez, C. Whitaker ” Sandia Smart Anti-Islanding Project Summer 2001”, SAND2002-1320 (2002)
(2) 高橋慶他，「PCS の単独運転試験における単相誘導電動機負荷の挙動解析」，令和 8 年電気学会全国大会 (2026)
(3) J. Kondoh, “Islanding Detection Delayed by Large Induction Machine on Inverter-Based Distributed Generation”, Proc. 2025 3rd Int. Conf. Power and Renewable Energy Engineering, pp.18-23.

©2026 IEE Japan

PCS の単独運転試験における 単相誘導電動機負荷の挙動解析

髙橋　慶*，王　宇凱，近藤　潤次（東京理科大学）

Behavior Analysis of Single-Phase Induction Machine Loads in Anti-Islanding Tests of Power Conditioning Systems

Kei Takahashi, Yukai Wang, Junji Kondoh (Tokyo University of Science)

１．はじめに

近年，一般住宅用太陽光発電や小形風力発電など，インバータで低圧連系する分散型電源（DER）の導入が拡大している。系統事故等でローカル系統が切り離された場合，分散型電源は単独運転状態であることを速やかに検出し解列することが求められている。その検出方式として，国内のパワーコンディショナ(PCS)では「ステップ注入付周波数フィードバック方式」が実質的な標準になっている。ローカル系統内に回転機負荷が接続されていると単独運転時間が長くなることが知られており，国内の PCS 認証のための単独運転防止試験は単相誘導機を接続した状態でも実施される。誘導機の慣性モーメントは規定されているが，誘導機は巻線抵抗・漏れリアクタンス・飽和特性など多くのパラメータを有し，どの要素が単独運転検出を阻害する要因となり得るか，十分に解明されていない。本稿では，小形風力発電用パワーコンディショナ（PCS）と単相誘導機（グラインダ）を用いた実機試験を行い，単独運転時の挙動を検証した。また，供試誘導機の定数を同定して PSCAD モデルを構築し，実測値との比較によりモデルの妥当性を評価した結果を報告する。

２．単独運転試験

ステップ注入付周波数フィードバック方式を具備した三相 200 V, 9.9 kW 小形風力発電用パワーコンディショナの単独運転試験を定格の 1/4 出力(2.5 kW)運転で、定格 645 W の単相グラインダ 3 台をそれぞれ 100 V に降圧する単相変圧器を介して接続して実施した。PCS の無効電力注入量は最大 0.1 pu (0.99 kvar)に設定した。試験回路を図 1 に示す。また，単独運転時間が最も長くなるよう，ローカル系統内の有効・無効電力の発生と消費が共にバランスする条件で実施したが，僅かな不均衡により単独運転になった後のローカル系統の周波数は上昇または下降のいずれかになる。単独運転状態になった後で周波数が上昇または下降した試験結果の例を，それぞれ図 3(a) ，(b)に示す。有効電力 P，無効電力 Q と周波数 f は，電力計(日置 3169-01)で測定した値を●印で，オシロスコープで計測した電圧・電流波形から算出した値と光電式回転計で測定した回転数 N は実線で示した。添字 PCS と IM はそれぞれ PCS 及び単相グラインダ 3 台の値を表している。時刻 0s に Switch を開いて単独運転状態になってから周波数の変化に伴い PCS は周波数フィードバック機能により周波数偏差を助長するよう無効電力を出力する。閾値を超えたことで，0.1 秒程度で単独運転が終了した。

複数回の実験での単独運転時間$t_{\mathrm{islanding}}$を箱ひげ図を用いて図 2 に示した。周波数が上昇する場合と下降する場合とで$t_{\mathrm{islanding}}$に有意な差はみられなかった。各パターンについて 10 回ずつ試験を実施し、検出時間のばらつきも確認した。

３．パラメータ同定試験

＜3・1＞単相誘導電動機のパラメータ同定試験(1)

PSCAD モデルを作成するにあたって単相誘導電動機の各種パラメータを得るため直流抵抗試験，無負荷試験，拘束試験を行った。当該グラインダは主巻線と，コンデンサを直列接続した補助巻線からなるコンデンサランモータであるが，

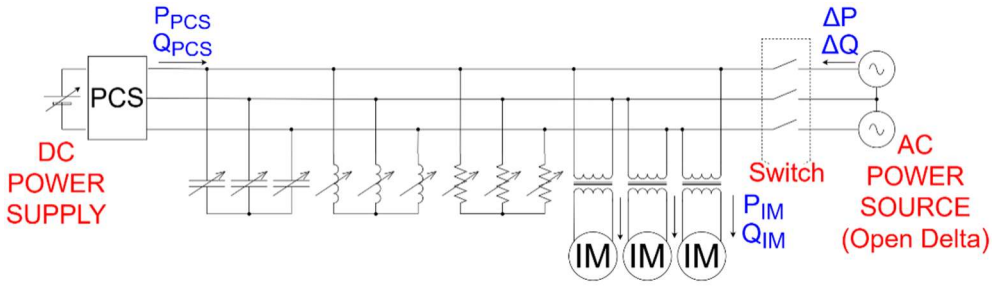


図 1　単独運転試験回路

Fig. 1 Anti-islanding test circuit

©2026 IEE Japan

表１　単相誘導電動機のパラメータ
Table 1 Parameters of the Single-Phase Induction Machine

Parameter	Value
Rated Power	645[W]
Rated Voltage	100[V]
Rated Frequency	50[Hz]
Stator Turns Ratio	1.537
Angular Moment of Inertia*	2.2034[s]
Stator Resistance Auxiliary Winding	0.15[pu]
Stator Leakage Reactance Auxiliary Winding	0.25[pu]
Unsaturated Magnetizing Reactance	2.45[pu]
Stator Resistance Main Winding	0.12[pu]
Stator Leakage Reactance Main Winding	0.132[pu]
Rotor Resistance	0.1375[pu]
Rotor Leakage Reactance	0.132[pu]

*It means Inertia Constant.

各巻線のパラメータを個別に同定した。

また，機械的負荷を変化させて特性を得るため，2 台のグラインダの回転軸を直結して，1 台を逆潮流可能な周波数可変電源(NF 回路製 DP090RS)で駆動し回転数が異なる条件にすることでもう 1 台の機械出力を制御し，広範囲な動作点における電圧・電流・電力を測定した。試験の結果，単相誘導電動機のパラメータを表 1 のように同定した。表 1 は PSCAD の表記に沿って作成したものであるが，*は Inertia Constant を示す。また，Stator Turns Ratio は Auxiliary/Main と定義する。

＜3・2＞単相トランスのパラメータ同定試験　PSCAD モデルを作成するにあたって，単相降圧トランスも直流抵抗試験，無負荷試験，短絡試験を行い，パラメータを同定した。

４．PSCAD によるシミュレーション(2)

ここまで同定したパラメータを用いてシミュレーション回路を作成した。Switch オン時のΔQを-64.3 var および-64.9 var としたときのシミュレーションの結果をそれぞれ図 3(a), (b)に点線で示す。シミュレーションの結果，単独運転移行時の PCS 及びグラインダ 3 台の電力およびローカル系統の周波数(f)の時間変化について実機実験とのある程度の一致が見られた。

５．おわりに

本研究では単相グラインダを負荷として接続した状態での PCS の単独運転防止試験時の挙動を確認した。また、PSCAD でその挙動をシミュレーションするために，誘導機のパラメータを同定した。単独運転時の挙動のシミュレーション結果と実験結果はある程度の一致が見られた。今後の研究では、シミュレーション上で単相誘導電動機の各パラメータと単独運転継続時間の関係を調べるとともに単独運転検知に影響を及ぼす要因を探っていきたい。

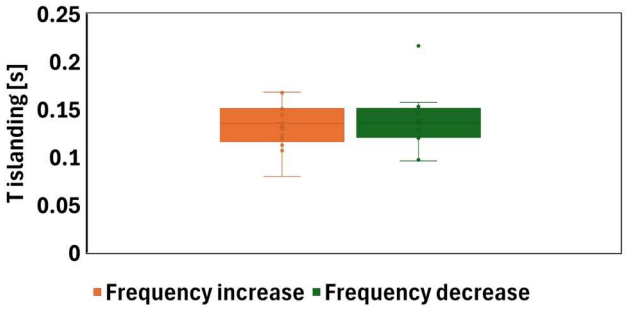
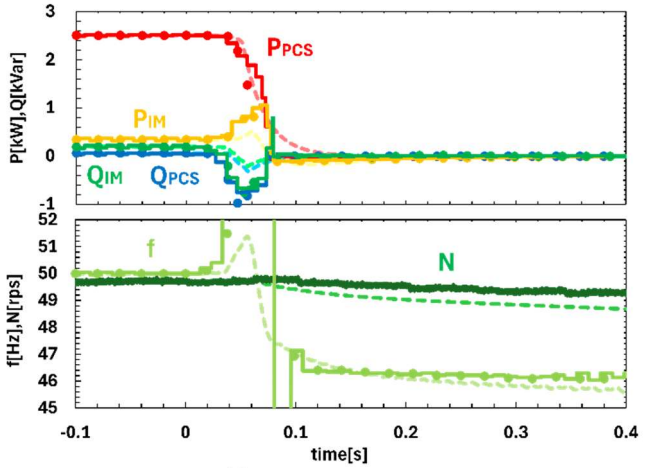
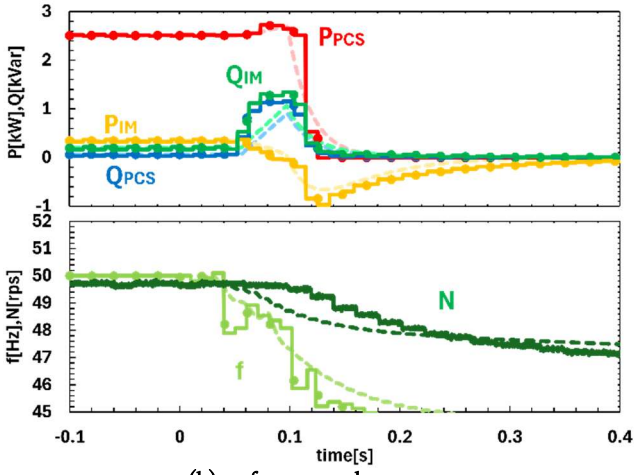


図２　単独運転時間のばらつき
Fig. 2. Variation in islanding time



(a) frequency increase



(b)　frequency decrease

図３　単独運転試験結果の例
Fig. 3 Examples of anti-islanding test results

文　献

(1) 石岡,栗原,久保田,涌井,御代田,砂田:「コンデンサモータの回路定数決定法と特性計算」，電気学会回転機研究会資料, RM-90-82, pp. 31-40 (1990)
(2) J. Kondoh, "Influence of Induction Machine Loads on Islanding Detection by Inverter-Based Distributed Generation," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 39, no. 5, pp. 2985-2996 (2024).

©2026 IEE Japan

電力システムのパラダイムシフトの提言

木下　繁則（IEEJ プロフェショナル）

A Proposal of paradigm shift for electric power system

Shigenori Kinoshita (I.E.E.J Professional)

１．まえがき

2050 年時点での大気の温度上昇を産業革命以前に比べ1.5℃以下にする目標を掲げて各国、各地域で地球温暖化抑制の行動が進められている。

地球温暖化の主要因は石油、石炭を始めとする化石資源を燃料として使用し、排出される CO_2 によるものであるので地球温暖化抑制の基本は CO_2 の大気への放出のない脱炭素社会を実現することである。脱炭素社会の基本はエネルギー源を化石燃料から太陽をエネルギー源とする自然エネルギー（再生可能エネルギー）への転換である。

筆者は本大会で脱炭素社会の実現に向けた思いを提案してきた。[1)～5)]

今回は、脱炭素化がより進展した社会における電気エネルギー展望と電力システムのあり方を提案する。

２．電気エネルギー

＜２・1＞現在の電力システム　電気エネルギーは電力系統を介して需要家に電線で送られている。等価的には発電所と需要家の間は一対の電線で結ばれ、この電線を通って発電所で発電した電気が需要家に届けられている。

電気エネルギーは、発電した電力と需要家で消費する電力は同時・同量であることが求められる。現在の電力システムでは、負荷側（需要家）は発電側の状態に関係なく負荷の入・切と負荷の増減を行っており、基本的には同時・同量が守れないシステムなっている。

需要側の電力は、秒オーダーで変動する微小変動分、これより長い分オーダーで変動する短周期成分と時間オーダーで変動する長周期成分となっている。

現在の電力システムでは電力の同時・同量を守るため、電力の需要を予測し、この予測に合わせて発電している。

時々刻々変化する需要（負荷）に対応して、秒オーダーの電力変動に対しては、タービンや発電機の慣性エネルギーを利用して急激な変動を吸収し、分オーダーの変動に対しては GF（ガガバナフリー）でタービンの蒸気噴射量を制御している。分オーダー以上の負荷変動に対応して発電量を調整し、発電費用が最小になるよう制御している。

＜2・2＞脱炭素社会の電力

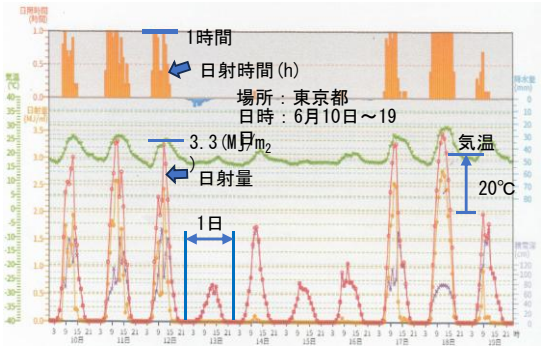
(1) カーボンニュートラル時の電力構成　公表されている電源構成を表 1 に示す。同表に示す様に再生可能電力が100%となり、このうち太陽光が約 50%を占めている。

表 1　2050 年における日本の電源構成
Table1. A Electricity mix of Japan in 2050

	設備容量 (GW)	発電量 (TWh)	シェア (%)
太陽光	524	708	48%
洋上風力	63	271	18%
陸上風力	88	257	18%
水力	22	72	5%
バイオエネルギー	5	28	2%
地熱	1	14	1%
輸入	20	118	8%
その他	*	3	0.2%
合計		1,470	100%

出典　資源エネルギー庁資料
https://www.enecho.meti.go.jp/committee/council/basic_policy_subcommittee/2021/044/044_006.pdf

(2)　再生可能電力の特徴　太陽光発電の変動の一例を図 1 に示す。同図に示す様に太陽光発電は大きく変動する。



出典　NEDO　https://appww2.infoc.nedo.go.jp/appww/metpv.html?p=91197

図 1　日射量データの一例
Fig.1. An example of amount of solar raition data

©2026 IEE Japan

脱炭素社会では、太陽光発電や風力発電による再生可能エネルギーが電気エネルギーの中心となる。不安定な自然エネルギーによる再生可能エネルギー社会では、新たな同時・同量制御の仕組みが必要となる。

３．カーボンニュートラル後の電力システム

＜3・1＞現時点で見たみたカーボンニュートラル後の電力システム　カーボンニュートラル後の発電の主流は太陽光発電となるので、夜間は発電できず、さらに日中でも発電が不安定になるので、安定した電力を連続して供給できるシステムでなければならない。

カーボンニュートラルの時代でも需要電力は現在と同じく、1) 秒オーダーで変動する、2) 分オーダーで変動する、3) 時間オーダーで変動する、4) 日オーダーで変動する、のでこれらの変動に対応して安定に電力を供給しなければならない

＜3・2＞電力システムのパラダイムシフト　カーボンニュートラル後の電力システムでは従来と同じく時々刻々変動する重要電力に加えて発電側も時々刻々発電量が変動する電力システムとなるので、この電力システムでも安定して電力を供給しなければならない。このため、従来の電力システムから新たな電力システムへの転換、すなわち電力システムのパラダイムシフトが求められる。

この電力システムの基本は、広範囲の電力変動に対対応できる蓄電システムを系統に接続することである。

蓄電システムとしては、次の機能を持ったシステムである。

(1) 従来の回転機の慣性エネルギーに相当する数秒オーダーで作動する蓄電機能
(2) 従来のガバナーフリーに対応する分オーダーで作動する蓄電機能
(3) 従来の発電量調整機能を含む長時間発電機能

同 2 に提案する蓄電システムの一例を示す。

同図で(a)のキャパシタ方式は上記の(1)に相当する機能、(b)のバッテリー方式は上記の(2)に相当する機能、(c)の水素エネルギー発電（水素発電又は燃料電池）は上記(3)の長時間発電機能で、水素エネルギー発電は長時間の発電には適するが、余剰電量は現時点では吸収できない、(d)の揚水発電は上記(3)の発電量調整機能で日オーダーの電力吸収に適する電力システムで、山間地の多い日本に適した電力システムである。[5)]

同図ではキャパシタ方式、バッテリー方式の蓄電装置は配電所に水素エネルギー発電、燃料電池は変電所に設置する例で示してある。

＜3・3＞提案する電力システムの課題

図 2 に示したキャパシタ方式、バッテリー方式及び燃料電池は実用化されているが、キャパシタ方式は電力インフラとして社会実装の検証が必要である。

揚水発電はカーボンニュートラル社会の長時間の電力貯蔵としては適した電力システムであるが、電力インフラとしての普及、拡大が課題である。

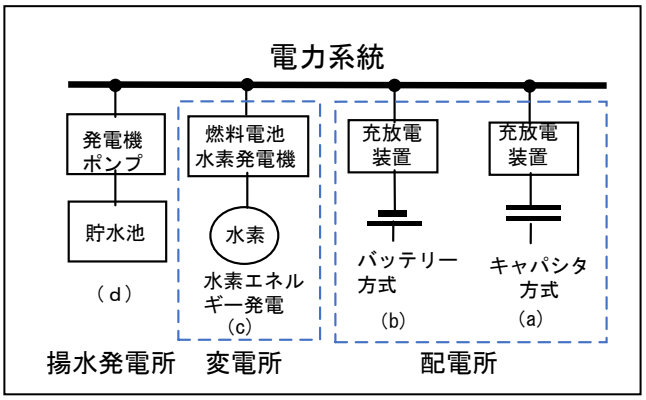


図 2　カーボンニュートラル後の電力系統用蓄電システムの一例
Fig.2. An example of Energy storage system for power system in carbon neutral

4. あとがき

太陽光発電が主な電源となるカーボンニュートラル社会の電力システムでは時々刻々と変動する負荷に加えて、発電も時々刻々変動するので従来と異なった電力システムとなる。即ち、電力システムのパラダイムシフトガ求められる。具体的にはどの様なシステムが望ましいのかは、これから人類の英知を傾けて具現化して行くことが大事であり、関係者の積極的な参画を期待したい。

文　献

(1) 木下　繁則「四半世紀先を見据えた研究の志を」令和 3 年電気学会全国大会　No.1-006(2021)
(2) 木下　繁則「脱衣炭素社会における電力急変対策としてのキャパシタの期待」令和 4 年電気学会全国大会 No.7-031(2022)
(3) 木下　繁則「自然エネルギーによる創電開発に注力を」令和 5 年電気学会全国大会　No.7-028(2023)
(4) 木下　繁則「地下資源由来の地球温暖化対策の提言」令和 6 年電気学会全国大会　No.7-044(2024)
(5) 木下　繁則「2050 年のカーボンニュートラルの先を見据えた創電の提言」令和 7 年電気学会全国大会 No.7-041(2025)

©2026 IEE Japan

風力発電ブレード表面の雷誘導

箕田　充志*(松江工業高等専門学校)

Development of the lightning induction system on wind turbine blades

Atsushi Minoda(National institute of technology, Matsue College)

１．まえがき

風力発電の主たる故障原因の一つに，落雷による被害があげられる(1)。落雷により風車ブレードが被害を受けるとメンテナンスのため多大な時間と費用を必要とする。

風車ブレードは先端部分に落雷を受雷するレセプタを取り付け，ブレード内部のダウンコンダクタを通じて落雷電流を GND に導いている。しかしながら，落雷をレセプタに誘導できず，風車ブレードの破損が生じる事故が多発している。そこで，ブレード表面における落雷誘導を促すため，アルミテープをブレード先端に貼る(2)ことで落雷誘導の実証試験を行った。その結果，毎年 1～2 回程度，ブレードの破損や損傷が見られた地域で，ブレード破壊の事故を防ぐことができた。しかしながら，アルミテープの劣化や損傷により 1 年程度で貼り替える必要があった。

本研究は，落雷をレセプタに誘導するため，炭素繊維強化プラスチック（CFRP）をブレード表面に貼る(3)ことで，ブレード損傷事故を低減するシステムの基礎特性を測定し，フィールド施工を行ったので報告する。

２．試料および実験方法

CFRP は軽量で，引張強度が強くブレード表面での落雷誘導に適している。そこで，CFRP 厚さを 0.5mm とし，テープ上でブレード表面に沿って曲げれる特長を有する，新たな CFRP テープを開発した（図 1)。テープの幅は 20mm とし，長さは 10m 程度とし，必要な長さに切断することでブレードに貼り付けた。

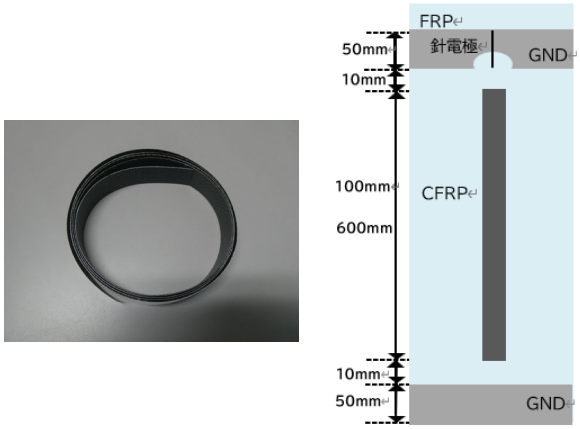


図１　CFRP テープ
Fig.1 CFRP tape.

放電特性を評価するため，図 1 に示す試料の針電極に，高電圧を印加し，CFRP の長さを 100 ㎜と 600mm 変えた場合の放電電圧を測定した。

３．結果及び検討

結果を図 2 に示す。CFRP の長さが変化しても，放電電圧はほとんど変化せず，CFRP の電位上昇により放電が誘導されたことが分かる。

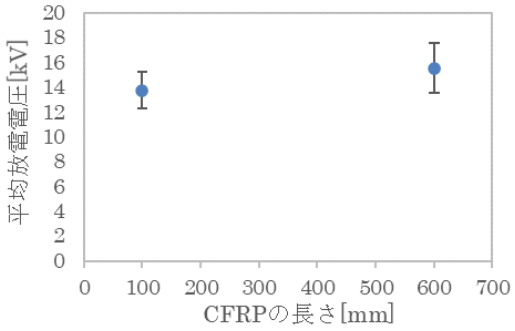


図２　CFRP テープの放電特性
Fig.2 The discharge voltage of CFRP.

４．実証試験

2025 年度に日本海側の多数の落雷を受けてきた風車に取り付け，現在観察を続けている。



図３　実証試験
Fig.3 The field test.

文　　献

（1）風力発電システムの雷リスクマネジメント技術調査専門委員会：風力発電システムの雷リスクマネジメントの現状と今後のあるべき姿，pp.1-51(2018)
（2）箕田充志，風車の避雷方法及び装置，特許第 5789826 号
（3）箕田充志，風車ブレードの避雷装置，特許第 7566305 号

©2026 IEE Japan

正弦波状風速による往復気流中における風向板取付角が風速に及ぼす影響に関する流体解析

小林　柊吾*，丸岡　空生，辻　健太郎，直井　和久，吉川　将洋，塩野　光弘（日本大学）

CFD of the Effect of Installation Angle of Wind Direction Plates on Sine Wave Wind Speed in Reciprocating Airflow

Shugo Kobayashi, Hiroo Maruoka, Kentaro Tsuji, Kazuhisa Naoi, Masahiro Yoshikawa, Mitsuhiro Shiono
(Nihon University)

１. はじめに

我々は，垂直軸タービンを用いた振動水柱(Oscillating Water Column)型波力発電の模擬装置である往復気流発生装置を用いて，タービンの起動特性などの検討を行っている。タービン特性の向上を図るため，装置内には，往復気流を特定の位置にある翼に集めるための風向板を設置している。実験による先行研究では，風向板を設置することによって，タービンの起動特性が改善することを明らかにした[1]。

本研究では，風向板取付角がタービンの起動特性に与える影響を流体解析により明らかにすることを目的としている。流体解析による先行研究では往復気流発生装置の測定部の 3D モデルを用いて定常流中における風向板取付角が風速に与える影響について明らかにした[2]。そこで本稿では，正弦波状風速の往復気流中における風向板取付角が風速に与える影響について流体解析により検討をしたため報告する。

２. 解析内容

図 1 に往復気流発生装置の概形を示す。 装置では，ピストンの往復直線運動によって往復気流を発生させているが，解析負荷の低減のため図 2 に示すような往復気流発生装置の測定部のみに着目し，境界条件として正弦波状風速を与えることにより Ansys Fluent を用いて流体解析を行う。

図 3 はタービンと風向板の設置部の詳細図となる。風向板の寸法は，高さ 400mm，幅 80mm，厚さ 5mm である。風向板はタービンを挟むように，A1~5 と B1~5 の合計 10 枚設置している。風向板取付角θは，θ=10°~30°で10°毎のモデルを作成し，非定常解析を行う。

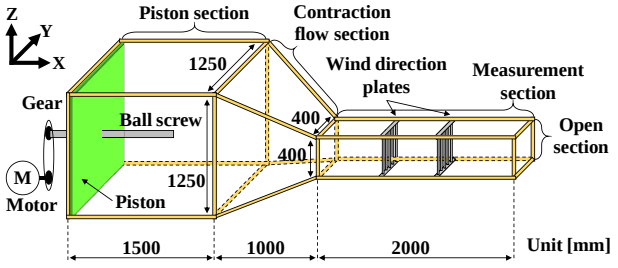


図 1　往復気流発生装置
Fig.1. Reciprocating airflow generator

本稿では，解析モデル内における，時間に対する風速の変化に着目する。境界条件として，図 2 の解析モデル左端の縮流部側の断面において，時間tに対して正弦波状風速$v_x(t)$を(1)式として，X 正方向に与える。

$$v_x(t) = V_m \sin\left(\frac{2\pi}{T}t\right) \tag{1}$$

ただし，風速$v_x(t)$は実験で用いている条件の最大値V_m=7m/s，周期T=4sとし，解析時間は 1 周期分とする[1]。

風向板取付角の影響における評価項目は境界条件として与えた(1)式において極大値および極小値となる時間 t=1s および 3s における風速の大きさの分布，地点 A,B(タービン回転円周上の点)の時間に対する風速の X,Y,Z 方向成分とする。

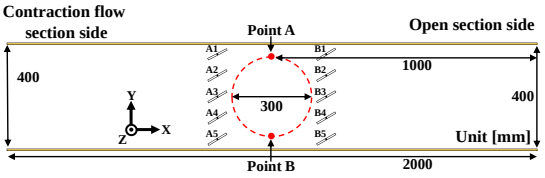


図 2　測定部の解析モデル
Fig.2. Analysis model of the measurement section

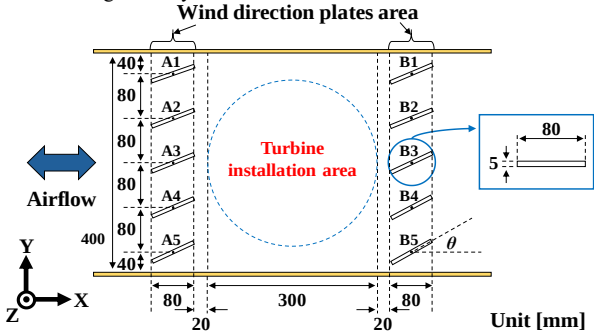


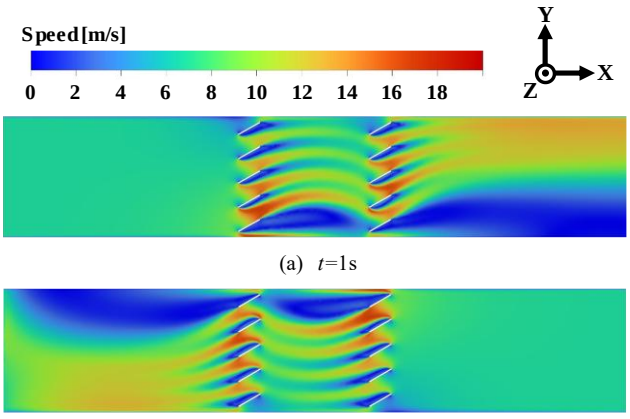
図 3　風向板およびタービン設置部分
Fig.3. Wind direction plates and turbine installation area

３. 解析結果

図 4 に風向板取付角θ=30°における t=1s および 3s における風速の大きさの分布を示す。t=1s および 3s はそれぞれ，

©2026 IEE Japan

境界条件として与えた(1)式における風速の極大値および極小値となる。この結果からタービン設置部分周辺においては，風向板を通過した後に風速が層状に変化していることを確認した。また，境界条件に正弦波状風速を設定することにより，図 4(a)と(b)の風速分布から半周期ごとに対称性のある傾向が得られた。



(a) t=1s

(b) t=3s

図 4　t=1s,3s における風速の大きさの分布
Fig.4. Distribution of wind speed at t=1s and 3s

Point A における風速の X 方向成分を図 5 に示す。t=0~2s を前半周期，t=2~4s を後半周期として傾向を確認する。風向板取付角θ=10°では，風向板による風速への影響が少なく，境界条件の正弦波に近い波形となった。θ=20°では，前半周期で境界条件の正弦波と比較すると最大風速が 0.77m/s 増速し，後半周期では負方向の風速が続いた。θ=30°では，前半周期で境界条件の正弦波と比較すると 2.56m/s 増速した。また，後半周期では負方向の風速が流れた後，正方向の風速が流れる傾向となった。

Point B における風速の X 方向成分を図 6 に示す。θ=10°では Point A と同様の傾向となった。θ=20°では，前半周期で正方向の風速が続き，後半周期では境界条件の正弦波と比較し負方向に 0.56m/s 増速した。θ=30°では，正方向の風速が流れた後，負方向の風速が続き，後半周期では境界条件の正弦波と比較し負方向に 2.56m/s 増速した。これにより図 4 と図 5, 6 から前半周期と後半周期では対称性があることを確認した。

図 7 に Point A において最も風速が大きくなったθ=30°での Y，Z 方向成分を示す。Y，Z 方向どちらの風速も 1.0m/s に満たない結果となったため，風向板取付角による Y，Z 方向成分の風速の影響はほとんど無いことが確認できた。

以上より，風向板取付角θ=10°では風速にほとんど影響がなく，θ=30°の場合に最大風速が大きくなることを確認した。先行研究より，定常流において風向板を通過した後の風速が層状に変化し，取付角を大きくするほど最大風速が大きくなる性質[2]が明らかとなっており，往復気流においても定常流と同様の傾向となることを明らかにした。

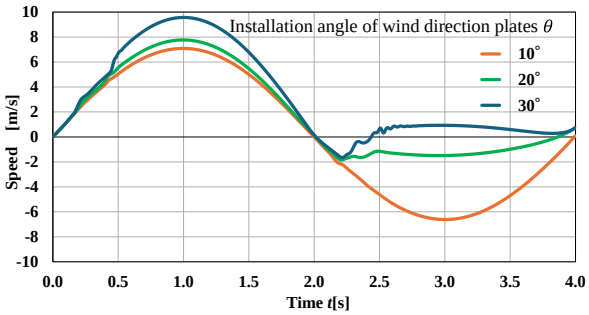


図 5　Point A における風速の X 方向成分
Fig.5. X-direction component of wind speed at Point A

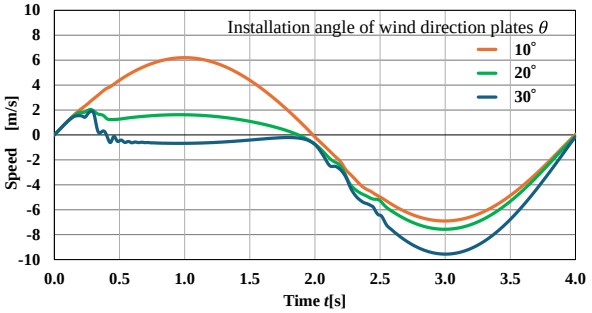


図 6　Point B における風速の X 方向成分
Fig.6. X-direction component of wind speed at Point B

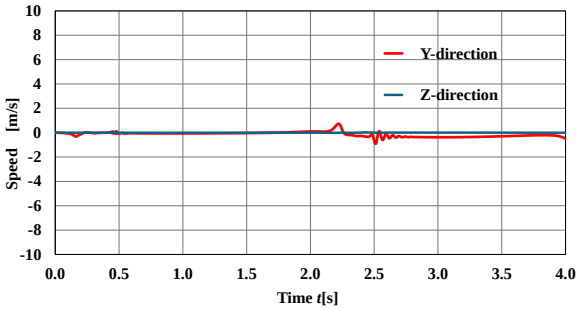


図 7　Point A における風速の Y，Z 方向成分(30°)
Fig.7. Y,Z-direction component of wind speed at Point A (30°)

4．まとめ

本稿では，往復気流発生装置の測定部の 3D モデルを用いて正弦波状風速の往復気流を与え，風向板取付角が風速に与える影響について検討を行った。その結果として，与えた正弦波状風速の往復気流の半周期ごとに対称性のある風速分布となること，風速の X 方向成分からもタービン回転円周上の点において対称性のある結果が得られた。また，風向板取付角θ=30°で最大風速が最も大きくなり，θ=10°では風向板による風速への影響が少ないため，風向板取付角による風速の影響に大きな違いが生じることを明らかにした。

文　献

(1) 西村ほか:「往復気流発生装置における 6 枚翼垂直軸タービンの起動特性」，令和 4 年度 日本大学理工学部 学術講演会予稿集，p.702 (2022)
(2) 丸岡ほか：「往復気流発生装置における風速の基礎検討 −風向板を取りつけた場合の定常流における風速の基礎検討−，2024 年 電気設備学会　学生研究発表会，pp55-56 (2024)

©2026 IEE Japan

電流形直列接続方式 1GW 洋上 Wind Farm の構成と課題

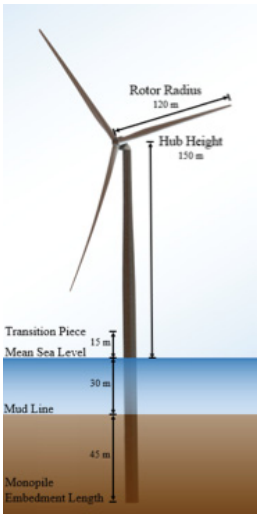
西方　正司，竜田　藤男（東京電機大学）

Configuration and issues of a 1GW current-source series-connected offshore wind farm

Shoji Nishikata, Fujio Tatsuta (Tokyo Denki University)

１．まえがき

2025 年 2 月に閣議決定された第 7 次エネルギー基本計画に基づき、2050 年カーボンニュートラル実現の一環として、日本の排他的経済水域（EEZ）等での浮体式を含む洋上風力発電設備の設置を可能にする法律（再エネ海域利用法）が 2025 年 6 月に成立した。政府は、この法律に基づく公募制度等を通じて 2030 年までに 10GW、2040 年までに浮体式も含む 30～45GW の案件を形成することを目指すとしている。このように、洋上風力発電の導入には大きな期待が寄せられているが、設置場所が洋上であるため、システムの設置コストやメンテナンスコストの低減が課題である。風力発電システムは、通常、複数の風力タービンからなるウィンドファーム（WF）を構成して利用される。そのため、さまざまな風力発電所のレイアウトと送電方式を評価する研究が行われ、送電距離が長い場合には、従来の交流送電よりも直流送電の方が有利であることが明らかとなり、洋上変電所で風力タービン／発電機の出力を並列に接続して高圧直流電力を送電する方法が既に欧州を中心に実用化されている。しかしながら、洋上変電所は非常にかさばり、コストもかかるため、この構成の重要な課題である。とりわけ、深海域における浮体式システムでは、コスト効率の良い洋上変電所ソリューションが求められている[1]。そこで、浮体式、着床式に関わらず、洋上変電所を必要としないシステムが開発されれば、大幅なコスト削減が達成される。



定格出力	15MW
風車クラス	IEC Class 1B
ロータ直径	240 m
ハブ高さ	150 m
タワー外径（高さ：-75m～28m）	10 m
発電機ギャップ半径	5.08 m
ギャップ長	10.16mm
カットイン風速	3 m/s
定格風速	10.59 m/s
カットアウト風速	25 m/s
周速比（設計値）	9.0
ロータ慣性モーメント3.524605×10^8 kg·m^2（単位慣性定数 H=7.36 Sec）	
極数	200
最低回転速度(出力周波数)	5rpm(8.33Hz)
最高回転速度(出力周波数)	7.56rpm(12.6Hz)
定格相電圧	4770.34 V
定格相電流	1084.55 A
電機子巻線抵抗（１相）	0.16Ω
同インダクタンス（１相）	11.1mH

Fig. 1. IEA Wind 15-MW Offshore Reference Wind Turbine and its main ratings and constants

ここでは、大型洋上風力発電機として、2020 年 3 月に IEA より報告された、図１に示す、IEA Wind 15MW Offshore Reference Wind Turbine[2]を、(3)で提案したように直列接続することにより洋上変電所の不要な 1GW の Wind Farm(WF)を構成する方式ならびに課題について検討する。

２．1GW 双極 WF の構成

2.1 直列接続方式電流形風力発電システムの構成

図２に直列接続方式電流形風力発電システムの構成を示す[3]。洋上では、風力タービンで直接駆動される PMSG（永久磁石同期発電機）の出力は、サイリスタ整流回路で整流され、さらに直列接続されたサイリスタ整流回路によって HVDC レベルに昇圧され、洋上ウィンドファーム（WF）を形成する。図に示すように、各整流回路の出力側にはダイオードが並列に接続されている。これは、何らかの原因で風力タービンが停止した場合に、当該風力発電機を直流リンクからバイパスするためのものである。WF の出力は、HVDC 送電線を経由して陸上の DC/AC 変換器に送られる。本研究のコンバータは、従来のライン整流コンバータ（LCC）と異なり、系統に接続される交流出力側の電流高調波を除去するための交流フィルタを設置する必要がない。これは、同期調相機の初期過渡インダクタンスに応じて Duplex Reactor のインダクタンスを適切に設計することにより、波形ひずみを除去できるためである（特許第 3181871 号）。さらに、交流出力の力率調整は同期調相機の界磁電流を制御することにより実現し、これによりグリッドコードに準拠する出力電力を得ることが可能となる。

2.2 直列接続方式 1GW Wind Farm の構成例

図３は、２組の単極システムよりなる、1GW 双極 WF の構成を示す。図示のように、それぞれの単極システムは 34 基

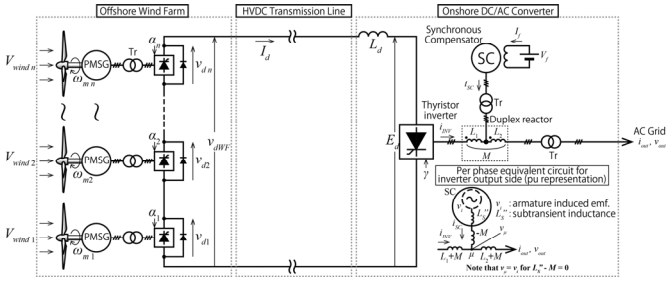


Fig. 2. Configuration of a series-connected current-source wind power generation system

©2026 IEE Japan

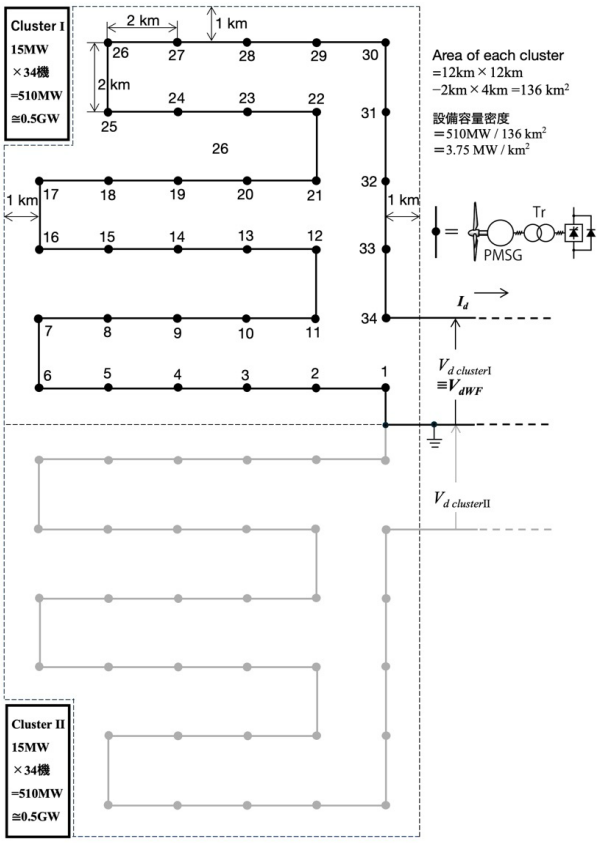


Fig. 3. Example of 1 GW Wind Farm configuration (bipolar DC transmission system)

の風力発電システムより構成される。すなわち、15MW×34＝510MW≒ 0.5GW であるから、双極システム全体としては、合計 68 基の風力発電システムにより 1GW の Wind Farm が構成されることになる。各風車の設置間隔は、風車相互の干渉を少なくするため図示のように、ローター直径(D)の 8.33 倍に相当する 2km とする。２組の単極システムの構成は基本的に同じであるので、ここでは正極側システムを対象に検討する。電流形直列接続方式では、各風力発電機の巻線電流並びに整流回路を構成するサイリスタ素子には共通の電流が流れるが、WF の直流出力電圧 V_{dWF}は、それぞれの風力発電機に接続されるサイリスタコンバータの出力電圧の和となるので、WF を構成する風車台数が多くなればそれだけ増加することになる。そのため、各風力発電機の出力側に接続される絶縁変圧器 Tr 二次側の対地電圧は WF の直流出力電圧の増加とともに上昇することとなるので、この点に留意する必要がある。

3. 風力発電機出力側に接続される変圧器の対地電圧

WF の直流出力電圧の最大値 V_{dWFmax}は全ての発電機が最高回転速度で回転するとともに出力電圧の位相が同相になり、かつ全てのサイリスタ整流回路の制御角 $\alpha = 0$ になるときに出現する。図４にこの条件が揃ったときの整流回路段数（図３における 1, 2, 3, …, 34）に対する、各整流回路

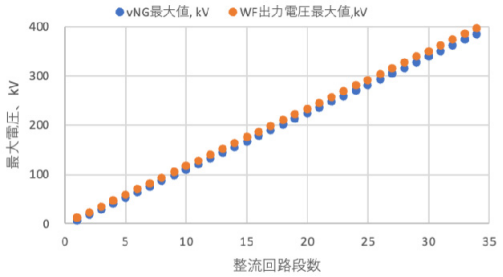


Fig. 4. Maximum rectifier output voltage vdmax and maximum transformer secondary neutral voltage vNGmax for each rectifier stage

出力電圧の最大値 V_{d1max}…, V_{d34max}, 並びにそれぞれの絶縁変圧器二次側中性点の対地電圧の最大値 V_{NG1max}, …, $V_{NG34max}$の関係を示したものである。V_{dWFmax}= V_{d34max}= 11.684kV×34 = 397.3 kV、また $V_{NG34max}$ =391.4kV である。図４の算出条件（全発電機の電圧が同位相、全整流回路の $\alpha = 0$）が揃うことは極めて稀なケースではあるが、絶縁変圧器の設計上の重要な示唆を与えるものである。

以上の検討より、本方式の風力発電機の出力変圧器の二次側電圧は出力段数の増加とともに高くなるので、段数増加に応じた絶縁対策が必要となる。さらに、発電機の定格周波数が 12.6Hz であることを考慮して変圧器を設計することが求められる。後者に対応するため鉄心の断面積を商用周波数の場合より増加して解決でき、また前者に対応するためには出力段数の増加とともにコイルの占積率を減じる必要がある。これらの条件は何れも変圧器の大型化が見込まれるが、図１に示すように、タワーの内径は 10 m 程度であるので、変圧器設計に関し自由度はあるといえる。これらについては、微増加比例法[4]などを参考に検討可能である。

4. まとめと今後の課題

本文では、合計 68 基の IEA Wind 15MW 洋上風車を直列接続することにより、洋上変電所の不要な双極直流送電システム方式の 1GW 洋上 Wind Farm を構成することが可能であることを示した。今後、絶縁変圧器２次側中性点電位の増加の影響など、様々な解決すべき技術的課題があるが、これらを克服することにより洋上 Wind Farm の大幅なコスト低減が実現できる。

文 献

(1) iea Offshore Wind Outlook 2019, [Online]. Available: https://iea.blob.core.windows.net/assets/495ab264-4ddf-4b68-b9c0-514295ff40a7/Offshore_Wind_Outlook_2019.pdf
(2) E. Gaertner et al., IEA Wind TCP Task 37 “Definition of the IEA 15-megawatt offshore reference wind turbine,” [Online]. Available: https://www.nrel.gov/docs/fy20osti/75698.pdf
(3) S. Nishikata and F. Tatsuta, “Study on Output Power of Wind Farm Composed of Current-Source Series-Connected Wind Turbines,” IEEE TRANS. ON SUSTAINABLE ENERGY, VOL. 16, NO. 3, pp. 1827-1836, JULY 2025
(4)竹内寿太郎原著、西方正司監修, 電機設計学改訂３版, オーム社, 2016 年

©2026 IEE Japan

不規則波の往復気流における風向板取付角が垂直軸タービンの自己起動に及ぼす影響
－ソリディティ 0.7 を有する 6 枚翼タービンの場合－

深沢 拓都*, 辻 健太郎, 直井 和久, 吉川 将洋, 髙岡 雅史, 嶋 俊雄, 吉田 和範, 塩野 光弘（日本大学）

Effect of Installation Angle of Wind Direction Plates on Self-starting of Vertical-Axis Turbine in Reciprocating Airflow of Irregular Wave
－For a Six-blades Turbine with Solidity 0.7－

Takuto Fukasawa, Kentaro Tsuji, Kazuhisa Naoi, Masahiro Yoshikawa, Masashi Takaoka, Toshio Shima, Kazunori Yoshida, Mitsuhiro Shiono (Nihon University)

１．はじめに

我々は，振動水柱(OWC：Oscillating Water Column)型波力発電の模擬装置である往復気流発生装置を用いて，不規則波となる往復気流中において，特定の回転位置にある翼に気流を集中させる目的で風向板を設置し，垂直軸タービンの起動特性に影響を及ぼす風向板取付角度について検討を行っている．

これまでに，不規則波となる往復気流中において，風向板取付角が正の場合にソリディティ 0.7 を有する 6 枚翼垂直軸タービンの自己起動について検討を行ってきた．その結果，最も自己起動しやすい風向板取付角は 30°になることを明らかにしている[1]．また，規則波となる往復気流中では，風向板取付角が−30°，−20°でタービンの自己起動が向上することを明らかにしている[2]．

本稿では，不規則波となる往復気流中において風向板取付角が正・負の場合におけるソリディティ 0.7 を有する 6 枚翼垂直軸タービンの自己起動に及ぼす影響について実験により検討したので報告する．

２．不規則波により発生する風速の導出

不規則波を生成する際に用いたスペクトル $S(f)$は，(1)式のブレットシュナイダー・光易型スペクトルである[3]．

$$S(f)=0.257H_{1/3}^2T_{1/3}^{-4}f^{-5}\exp\{-1.03(T_{1/3}f)^{-4}\} \quad (1)$$

ここで $H_{1/3}$ は有義波高，$T_{1/3}$ は有義周期，f は周波数である．生成したスペクトルは，各成分波のエネルギーが各々等しくなるように分割するエネルギー等分割法を用いる．

不規則波の水位の時間変化 $\eta(t)$は(2),(3)式で示される．

$$\eta(t)=\sum_{m=1}^{M} a_m\cos(2\pi f_m t-\varepsilon_m) \quad (2)$$

$$a_m=\sqrt{\chi_2^2 S(f_m)\Delta f_m} \quad (3)$$

ここで，a_m, f_m, ε_m, Δf_mはそれぞれ m 番目成分波の振幅，周波数，ランダム位相角(0~2π[rad]までの一様乱数)および周波数スペクトルの刻み幅である．スペクトルの分割数 M は 2000，t は時間，χ_2^2は自由度が 2 のカイの二乗分布の乱数である．また，ピストン部の風速 $W_P(t)$は(2)式を時間 t で微分し(4)式で求まる．

$$W_P(t)=-\sum_{m=1}^{M} 2\pi a_m f_m\sin(2\pi f_m t-\varepsilon_m) \quad (4)$$

３．実験装置

3.1 往復気流発生装置

Fig.1 に実験装置内で往復気流を発生させる往復気流発生装置の概形を示す．モータ駆動によりピストンを往復直線運動させることにより不規則波となる往復気流を測定部に発生させる．垂直軸タービンは Fig.1 のように測定部の中央に設置する．

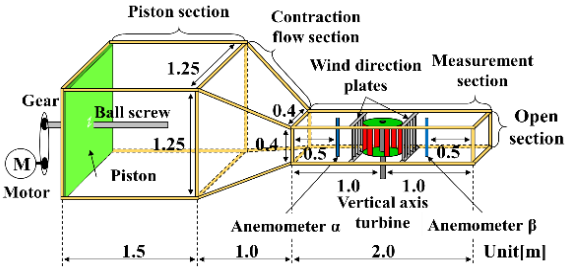


図１　往復気流発生装置
Fig.1. Reciprocating airflow generator

3.2 垂直軸タービン

Fig.2 に 6 枚翼垂直軸タービンを示す．Dは直径，Hは高さ，C_aはキャンバー線長である．ソリディティσは 0.7 である．垂直軸タービンの翼形状はNACA63$_3$-018翼形を基に，翼のキャンバー線を回転軌跡と一致させた円弧キャンバー翼である．

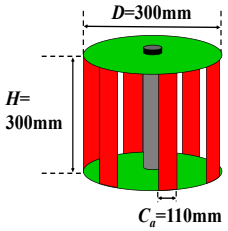


図２　垂直軸タービン
Fig.2. Vertical axis turbine

3.3 風向板

Fig.3 に測定部上部から見た風向板取付部の概形を示す．

©2026 IEE Japan

風向板は往復気流に対応させるため，タービンを挟むようにタービンから 20cm 離れた位置に 2 組，合計 10 枚を設置し，風向板取付角θは−30°, −20°, −10°, 0°, 10°, 20°, 30°とする．

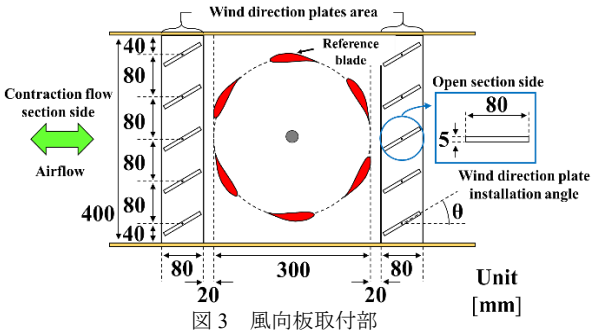


図 3　風向板取付部

Fig.3. Wind direction plates installation section

４．測定方法

不規則波となる往復気流中において，タービンが無負荷で停止している状態から自己起動判定試験を行う．タービンの初期位置は Fig.3 より縮流部から開放部へ流れる風向に対して、基準翼の迎角が 0°となる位置に設定する．今回使用した不規則波は有義波高 $H_{1/3}$=0.45m および 0.5m ともに有義周期 $T_{1/3}$=4.0s として，それぞれ異なる 50 種類を生成し自己起動判定試験を実施する．測定時間は 110s とし，タービンの回転速度はタコメータで測定する．自己起動判定方法は，測定時間内においてタービンの回転速度が 10min^{-1} 以上に到達し，かつその状態が 10s 以上継続した場合を「起動あり」，それ以外の場合を「起動なし」と定義する．

５．結果

Fig.4 に自己起動判定試験において 50 種類の波形の内，「起動あり」と判定した波形の数を風向板取付角度ごとに示す.Fig.4 より $H_{1/3}$=0.45m の場合，θ＝30°において最も「起動あり」と判定した波形が多く 45 波形となった. $H_{1/3}$=0.5m の場合，θ＝ −30°, 30°において最も「起動あり」と判定した波形が多く 49 波形となった．また，$H_{1/3}$=0.45m および 0.5m において風向板取付角が−20°，−10°の場合，20°, 10°それぞれと比較して，タービンの自己起動が向上する結果となった．

次に，θ＝−30°~30°とした場合の回転速度について検討し，自己起動の有無だけでなく，起動後の回転の持続性を評価するため，各生成条件および風向板取付角ごとに，「起動あり」と判定された条件におけるタービンの平均回転速度の比較を行った．ここでタービンの平均回転速度とは，試験により得られた回転速度を測定時間で平均し，「起動あり」と判定された波形のタービンの平均回転速度の和を波形数で除した値と定義した．

Fig.5 に風向板取付角に対するタービンの平均回転速度とθ＝0° の平均回転速度に対する比を示す．Fig.5 より $H_{1/3}$=0.45m および $H_{1/3}$=0.5m において，θ＝0°の平均回転速度に対するθ＝−30°, −20°, −10°, 10°, 20°, 30°それぞれの平均回転速度の比を比較した．その結果，$H_{1/3}$=0.45m においてはθ＝−10°，10°以外の風向板取付角でθ=0°に対して平均回転速度が増加した．また，$H_{1/3}$=0.5m においては，θ＝−30°, −20°, −10°でθ=0°に対して平均回転速度が増加した．

したがって，$H_{1/3}$=0.45m および 0.5m において θ = −30°, −20°の場合，0°に対して平均回転速度が増加することを明らかにした．

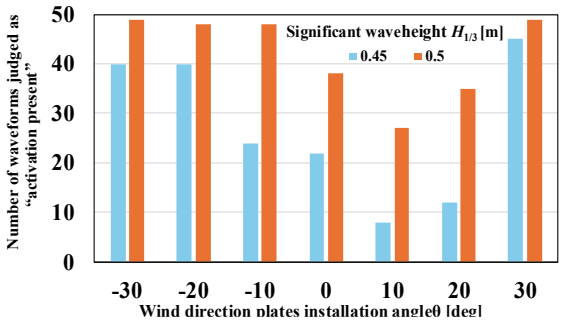


図 4　自己起動判定試験結果

Fig.4. Self-starting determination test results

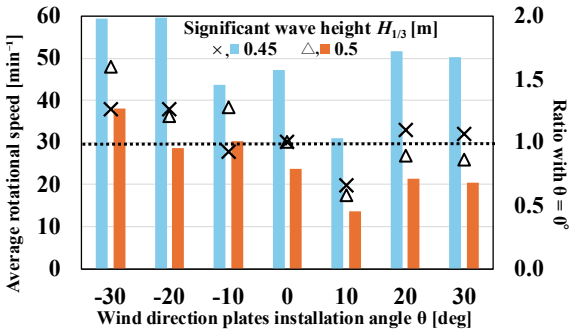


図 5　平均回転速度，θ＝0°に対する比

Fig. 5.　Average rotational speed and ratio with θ＝0°

６．まとめ

本稿では，不規則波となる往復気流中において風向板取付角が正･負の場合におけるソリディティ 0.7 を有する 6 枚翼垂直軸タービンの自己起動に及ぼす影響について実験により検討を行った.その結果，自己起動に効果を及ぼす風向板取付角は有義波高 0.45m および 0.5m において風向板取付角が −20°, −10°の場合のとき，20°, 10°それぞれと比較して，タービンの自己起動が向上することを明らかにした．また，風向板取付角が−30°, −20°の場合，0°に対して平均回転速度が増加することを明らかにした．

文献

(1) 渡部他:「不規則波中における 6 枚翼垂直軸タービンの起動特性に関する検討-風向板取付角と不規則波の生成条件が自己起動に及ぼす影響-」, 2024 年電気設備学会学生研究発表会,pp.91-92(2024)
(2) 浜田他:「往復気流中における 6 枚翼垂直軸タービンの起動特性に関する検討-風向板取付角が自己起動に及ぼす影響-」,2023 年電気設備学会学生研究発表会，pp.29-30(2023)
(3) 合田:「耐波工学 港湾・海岸構造物の耐波設計」,pp.211-292(2008)

©2026 IEE Japan

小型のハイブリッド型垂直軸風車のダリウス型翼数の違いにおけるパワー係数比較

石川　陽大*，藤田　吾郎，Elysa Nensy Irawan（芝浦工業大学）
山下　健一郎（明星大学）

Comparison of Power Coefficients for Small Hybrid Vertical Axis Wind Turbines with Different Darrieus Blade Numbers

Hinata Ishikawa, Goro Fujita, Elysa Nensy Irawan (Shibaura Institute of Technology)
Ken-ichiro Yamashita (Meisei University)

１．まえがき

近年，様々な環境問題の危惧による 2050 年脱炭素社会の実現に向けて再生可能エネルギーの需要が高まっている。今現在，バイオマス発電，太陽光発電，風力発電，地熱発電といった再生可能エネルギーは日本における発電割合はおよそ 26.5%となっている。風力発電においては設置位置や騒音対策などを伴わないという観点から小型の風車が注目を集めている。

小型の風車の中でもダリウス型風車とサボニウス型風車に着目した。本稿ではダリウス型風車とサボニウス型風車を組み合わせたハイブリッド型風車を設計し，数値流体力学的手法を用いてシミュレーションを行い，各風車に対してのパワー係数を比較する。また本研究ではより効率の良いハイブリッド型風車を設計するために必要なダリウス型の枚数及び最適な角度を調査することを目的とする。

２．検討手順

＜2・1＞シミュレーションにて使用する風車と風洞の設計

シミュレーションで使用する風車を，SolidWorks および Ansys にて設計を行う。

SolidWorks においては図 1 に示す風洞および図 2 に示すような風車の設計を行う。[(1)]

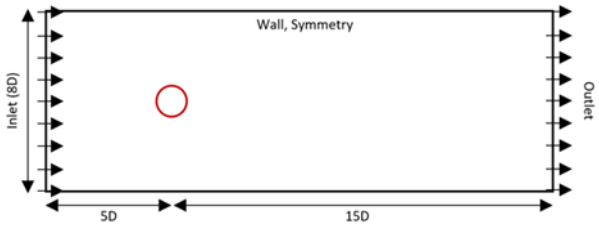


図 1 風洞の境界条件と風車位置
Fig. 1. Wind tunnel boundary conditions and wind turbine position

今回のシミュレーションでは左側から右側に向けて風が流れるように設計している。風洞の短辺は 240 cm，長辺は 6000 cm になるように設計した。



(a). One blade type　(b). Two blades type　(c). Three blades type

図 2 ハイブリッド型風車
Fig. 2. Hybrid wind turbines

本モデルは中央部にサボニウス型風車を設置し，その中心点から 15 cm 離れた位置にダリウス型風車を設置することでハイブリッド型風車としている。今回使用した全風車に関しては中央部のサボニウス型風車は変更せず，ダリウス型風車の枚数および位置を変更させている。また，回転翼の形として NACA0015 を使用している。[(2)] 図 2(a)に示す 1 枚羽根ハイブリッド型風車は翼を 150° 左向きに回転させている。2 枚羽根ハイブリッド型風車は 135° ，3 枚羽根ハイブリッド型風車は 285° 左向きに回転させた。

続いてシミュレーションに使用するメッシュの設計を行う。風車内部のメッシュはダリウス型周辺部，ダリウス型周辺部，その他に分割する。ダリウス型周辺部に関しては，層の厚さ，層数，メッシュの成長率の設定を行い，それぞれの値を5.0×10^{-6}，45，1.1 とした。同様にしてサボニウス型周辺部，その他の部分に関しても各種数値の設定を行う。

＜2・2＞シミュレーションによるパワー係数算出

CFD(Computational Fluid Dynamics)を用いて数値解析を行う。各方位角によるタービンのモーメント係数を Ansys にて自動計算する。先端速度比 TSR(Tip Speed Ratio)を 0 から 4.0 の間で 0.5 刻みに変化させ，各点でのモーメント係数を自動計算する。各先端速度比の値をλとするとモーメント係数C_Mとパワー係数C_Pの間には以下の関係式が成り立つ。

$$C_P = \lambda C_M \quad (1)$$

この段階で増分角の決定を行う。これは時間当たりの風車

©2026 IEE Japan

の回転する角度を示しており，本研究では 1° に設定している。シミュレーション開始時に生じる過渡状態を無視するため 1~5 回転目を利用せず，本 CFD では風の流れが定常状態となる 6 回転目のみを利用した。そこから得たモーメント係数を利用し，360° 分の平均を算出してそれぞれの先端速度比をかけることでパワー係数とした。

＜2・3＞実験によるパワー係数算出

3D プリンターを用いてサボニウス型，ダリウス型の風車を作成しそれらを組み合わせることでハイブリッドモデルとした。実験では送風機を用いて風車に風を当て，取り付けたモーターを回転させることで出力電圧および出力電流を測定した。以上二つに加え，タコメーターを用いて風車の回転速度の測定も行い，先端速度比の計算に使用した。ここで先端速度比 TSR の定義式を次に示す。

$$TSR = \frac{R \times \omega}{v} \tag{2}$$

ここでv[m/s]は風車に当たる風の風速，ω[rad/s]は風車の回転速度，R[m]は風車の半径としている。測定で得られる発電量は銅損，鉄損，摩擦損の影響を受けているため，出力電圧と出力電流から得られる発電量をP_0，モーターで発生する損失を$Loss_{All}$とすると風車で得られる発電量は次式によって表せられる。

$$P_T = P_O + Loss_{All} \tag{3}$$

また，パワー係数C_Pは次式で求められる。

$$C_P = \frac{2 \times P_T}{\rho A v^3} \tag{4}$$

ここで，ρは空気密度(1.225 kg/m^3)，A は風車の面積[m^2]，vは風車に当たる風速[m/s]である。以上をもとに先端速度比およびパワー係数を算出し比較する。

３．結果

シミュレーションによって算出された，ハイブリッド型の各翼数におけるパワー係数の結果を図 3 に示す。

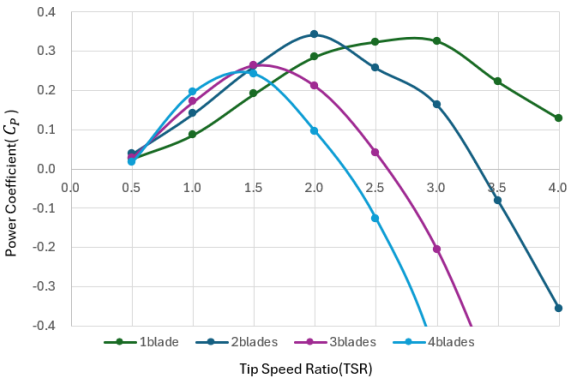


図 3 シミュレーションにおけるパワー係数比較
Fig. 3. Characteristics of Power Coefficient in Simulation

また，実験における各翼数の違いによるハイブリッド型風車のパワー係数比較を図 4 に示す。

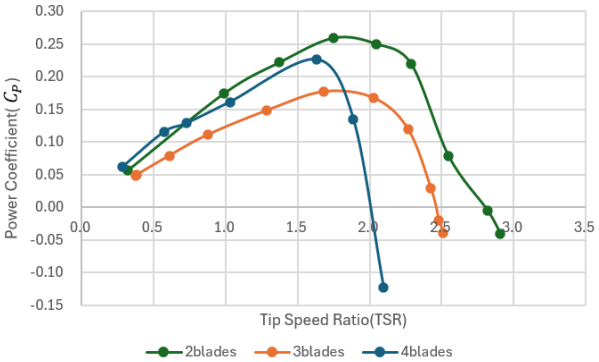


図 4 実験におけるパワー係数比較
Fig. 4. Characteristics of Power Coefficient in Experiment

ダリウス型風車の枚数が少なくなるほどパワー係数のピーク値が高い先端速度比帯に移動していくことが分かる。これは風車におけるソリディティが関係していると考えられる。ダリウス型の枚数を多くすることでその風車におけるソリディティが大きくなり，ソリディティが大きくなるとパワー係数のピークをとる先端速度比帯が小さくなるという特徴がある。

また，3 枚羽根や 4 枚羽根ハイブリッド型風車はピークの値をとる先端速度比帯が小さいのに対し，1 枚羽根や 2 枚羽根ハイブリッド型風車はピークをとる先端速度比帯が広めであることが読み取れる。

４．まとめと今後の展望

本稿では CFD を用いてハイブリッド型風車の設計とシミュレーションを行い，ダリウス型風車の翼数を変更させた各風車のパワー係数を比較した。

今後の展望として，各翼数のハイブリッド型風車の最適なダリウス翼の角度の選定を本研究以上に細かくしたり，1 枚羽根ハイブリッド型風車のカウンターウェイトの有無による効率の変化についても検討したりしていきたい。

文　献

(1) E. N. Irawan, S. Sitompul, K.-I. Yamashita, and G. Fujita, “The Effect of Rotor Radius Ratio on The Performance of Hybrid Vertical Axis Wind Turbine Savonius-Darrieus NREL S809,” Journal of Energy and Power Technology, vol. 5, no. 1, Art. no. 1, Jan. 2023, doi: 10.21926/jept.2301001.

(2) S. Ouchene, A. Smaili, H. Fellouah, “Numerical Simulation of a Pitching NACA0015 Airfoil in Deep Stall regime: Comparison of Turbulence Models” https://ieeexplore.ieee.org/stamp/stamp.jsp?tp=&arnumber=8605086ull-Text PDF:

©2026 IEE Japan

カーボンニュートラル実現に向けた Power to Gas プラントの設備容量最適化
-洋上風力発電所併設型の検討-

古賀　祐樹*，赤城　正晃（東芝エネルギーシステムズ株式会社），
田丸　慎悟（株式会社東芝）

Capacity Optimization of Power-to-Gas Plants for Achieving Carbon Neutrality
-Evaluation of a Co-located Offshore Wind Farm-

Yuuki Koga, Masaaki Akagi (Toshiba Enery System & Solutions Corporation),
Shingo Tamaru (Toshiba Corporation)

１．はじめに

カーボンニュートラル（CN）に向けた世界的な取組みが加速する中、温出効果ガスプロトコルの Scope1～Scope3（サプライチェーン全体）における脱炭素化のための水素利活用が求められている。しかし、サプライチェーン全体での水素利活用は対象企業数が多く、企業によって事業規模や製造品目も異なっているため、進んでいない現状がある。東北地方 6 県（青森県、秋田県、山形県、岩手県、宮城県、福島県）における業種別水素需要ポテンシャルについて簡易的な試算を行った結果、運輸部門（重量車）と製造業（電化困難な熱需要等）の需要ポテンシャルが高いことが分かっている。この理由として、東北地方には、2035 年に全世界の自社工場において二酸化炭素排出ゼロを目指しているトヨタ自動車グループ企業のトヨタ自動車東日本株式会社（TMEJ）の完成車工場があり、周辺にはサプライヤー企業も多く立地していることがある。このことから、CN 化を達成するためには、TMEJ を核としたサプライチェーン全体での水素利活用に応える方策を構築することが重要であると考える。さらに、「海洋再生可能エネルギー発電設備の整備に係る海域の利用の促進に関する法律（再エネ海域利用法）」による洋上風力電源の設置が進む東北地方[1]では、ラウンド 1、2 で 2028~2030 年頃の稼働を目指して秋田県沖に洋上風力発電所の設置計画がされている。これに伴い、洋上風力発電所の稼働開始以降には、接続容量以上の発電に伴い生じる余剰電力や、需給バランス要因や系統混雑要因の出力抑制電力が今後発生すると予測され、水素製造用電力としての有効活用が期待できる。

以上のことから自動車産業を中心とした大規模サプライチェーンならびに水素製造に活用できる再エネ電力を有する東北地方を対象とし、各種調査分析、Power to Gas （P2G）プラントの設備容量最適化および事業性評価を実施した。令和 7 年度 B 部門大会では P2G プラントを需要家側水素利用設備に併設するケースにおける設備容量最適化および水素単価の算出結果を報告し[2]、本稿では洋上風力発電所に併設するケースについて報告する。

２．設備容量最適化条件

〈2･1〉 P2G プラントの構成および設置条件

本稿では P2G プラントを洋上風力(WT)発電所に併設し、当該発電所にて発生する余剰電力や抑制電力を P2G プラントが活用するケースを想定する（Fig.1）。本ケースでは、系統電力、PV 電力、WT 余剰電力、WT 抑制電力を利用し、蓄電池を活用しながら製造された水素を圧縮・液化した後、液水タンクに貯蔵し、液水輸送にて需要家に供給する。

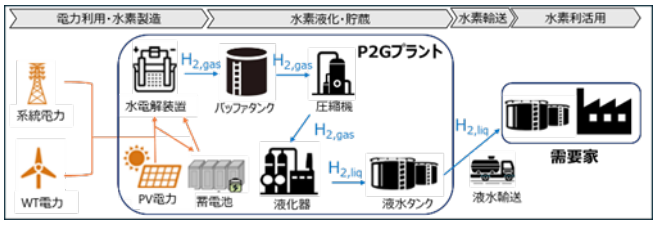


Fig.1 P2G プラントの構成および設置条件

〈2･2〉 Input・Parameter・Output

設備容量最適化における Input, Parameter, Output を Table.1 に示す。コスト算出における各種基準値に関しては、文献や公表情報、FH2R（福島水素エネルギー研究フィールド）[3]で得られた知見、メーカヒアリング等から決定した。

Table.1 設備容量最適化における Input, Parameter, Output

Input	Parameter	Output
･PV電力 ･WT余剰電力 ･WT抑制電力 ･系統余剰電力 ･水素需要量	･水素製造設備容量 ･蓄電池容量 ･PV容量	･水素製造設備のCAPEX/OPEX ･貯蔵供給設備のCAPEX/OPEX ･受変電設備のCAPEX/OPEX ･自営線設備のCAPEX/OPEX ･蓄電池のCAPEX/OPEX ･PVのCAPEX/OPEX ･その他設備のCAPEX/OPEX ･輸送費 ･電気料金 ･水道料金 ･非化石証書購入費 ･固定資産税･保険料 ･設備修繕費

©2026 IEE Japan

なお、Input における WT 余剰電力とは、接続容量以上の発電に伴い生じる余剰電力であり、WT 発電所の固有情報、風況データベース及び現地観測データを用いたシミュレートにより発電量を推算することで、余剰電力を計算した。また、Input における WT 抑制電力とは、系統の需給バランス要因による WT 発電所の出力抑制電力であり、第 6 次エネルギー基本計画等から 2030 年度以降における東北電力管内の余剰電力(出力抑制分)を推算し(Fig.2)、これに WT 発電所への抑制率を掛けることで WT 抑制電力を計算した。各発電所の出力抑制率に関しては、「出力制御の公平性の確保に係る指針」[4]を基に検討した抑制ルールシナリオを適用し、算出した。水素単価の試算では、これらの余剰電力および抑制電力を P2G プラントが 0.01 円/kWh で購入できると仮定した。

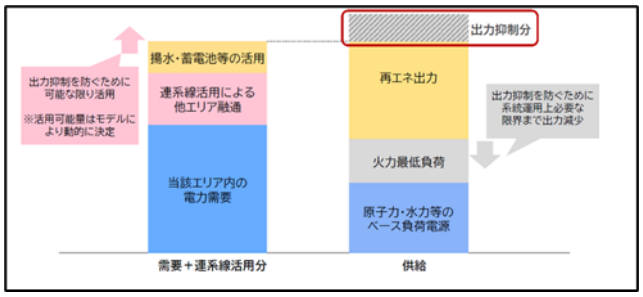


Fig.2 余剰電力(出力抑制分)の推算イメージ

３．設備容量最適化結果

年間水素需要量を約 2,500ton、PV 電力および WT 余剰電力、WT 抑制電力を再エネ電力の Input とし、参考文献(2)と同様に水素単価を最小とする設備容量の探索を実施した。最適設備容量および各種指標の算出結果を Table .2 に示す。また、各年における水素単価の内訳を Fig.3 に示す。最適設備容量は水素製造設備:60MW、蓄電池容量:180MWh、PV 容量 150MW となった。また、再エネ利用率は 92.2%、設備利用率は 15.8%であり、値差支援終了後 10 年間(2045~2054 年)の平均値として水素単価は 158.9 円/Nm3(※)となった。

※2024 年 10 月 23 日に施行された「脱炭素成長型経済構造への円滑な移行のための低炭素水素等の供給及び利用の促進に関する法律」に基づく、低炭素水素等サプライチェーンの構築に必要な資金について助成金を交付する「価格差支援」を受けることを想定し、その要件である支援期間 15 年間および支援後 10 年間の自立的な事業継続を考慮したものである。

Table.2 最適設備容量および各種指標

最適設備容量			各種指標		
水素製造設備容量 [MW]	蓄電池容量 [MWh]	PV容量 [MW]	再エネ利用率 [%]	設備利用率 [%]	水素単価 [円/Nm^3]
60	180	150	92.2	15.8	158.9

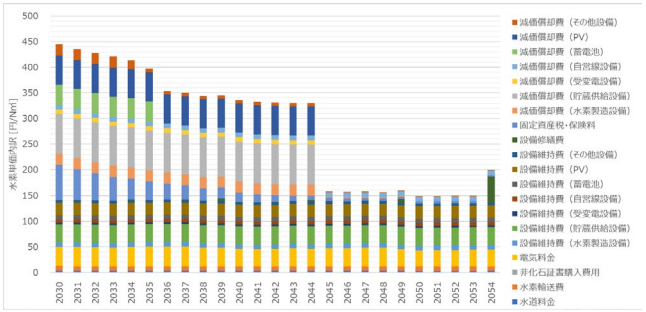


Fig.3 各年における水素単価の内訳

４．おわりに

本稿では、P2G プラントを洋上風力発電所に併設するケースにおける設備容量最適化および水素単価の算出結果を報告した。結果、水素単価低減のためには、その多くを占める電気料金および設備維持費の更なる削減施策が必要であることがわかった。

この成果は、国立研究開発法人新エネルギー・産業技術総合開発機構（NEDO）の助成事業である「水素社会構築技術開発事業/地域利活用技術開発/東北地方におけるカーボンニュートラルに向けた水素製造・利活用ポテンシャルに関する調査」（JPNP14026）の結果得られたものである。

文　献

(1) 経済産業省：「秋田県能代市、三種町及び男鹿市沖 海洋再生可能エネルギー発電設備整備促進区域 公募占用指針)」，経済産業省（2020）
https://www.meti.go.jp/shingikai/enecho/denryoku_gas/saisei_kano/yojo_furyoku/pdf/031_01_02_01.pdf

(2) 古賀祐樹・赤城正晃・田丸慎悟：「カーボンニュートラル実現に向けた Power to Gas プラントの設備容量最適化」，電気学会 B 部門大会，318 （2025）

(3) 東芝エネルギーシステムズ株式会社：「「Power-to-Gas」の実用化に向け、FH2R を用いたシステム制御の高度化推進」，東芝エネルギーシステムズ株式会社（2024）
https://www.global.toshiba/jp/news/energy/2023/04/news-20230427-01.html

(4) 経済産業省：「出力制御の公平性の確保に係る指針」，経済産業省（2017）
https://www.enecho.meti.go.jp/category/saving_and_new/saiene/kaitori/dl/fit_2017/legal/guideline_denki.pdf

©2026 IEE Japan

固有周波数を調整できるポイントアブソーバ型マグナス波力発電装置の共振制御に関する検討

山下　健一郎*，碓井　翔太，原　拓海（明星大学）

Resonance Control of a Magnus-Effect-Based Point Absorber WEC with an Adjustable Natural Frequency

Ken-ichiro Yamashita, Shota Usui, Takumi Hara (Meisei University)

１．まえがき

カーボンニュートラルの実現に向け、海洋再生可能エネルギーへの関心が高まっている。なかでも波浪エネルギーは、その賦存量が年間 29,500TWh と推定されており[1]、大きな潜在力を有するエネルギー源として利用拡大が期待されている。

波浪エネルギーは波の幅に比例して増加する一方、海洋構造物のコストは体格の 2～3 乗に比例するため、大容量化が困難である。これに対し、ポイントアブソーバ型の波力発電装置（Wave Energy Converter: WEC）は波と装置の運動を共振させることにより、装置体格以上の波浪エネルギーを吸収することができる[2]。さらに、台風などの荒天時にも運用可能な WEC の実現が求められており、筆者らはこれらの課題を解決し得る装置として、ポイントアブソーバ型マグナス波力発電装置（以下、マグナス波力発電装置とする）を提案している。

図 1 にマグナス波力発電装置の構成例を示す。本装置は、図示のようにフロート、マグナスタービン発電機、ウェイトなどで構成されており、波の運動によって装置全体が上下動する。その結果、マグナスタービンには往復流体が作用することとなる。マグナスタービンの羽根（マグナスブレード）は、円柱形状で自転可能なブレードであり、往復流体中で自転することにより、マグナス効果による揚力を発生させる。この揚力はブレードの自転方向および自転速度によってその向きと大きさを制御できるため、往復流体に対してタービンを一定方向に駆動させることが可能であり、荒天時においても安定した運転が期待できる。

先行研究では、同システムのシミュレーションモデルを構築し、タービンやブレードの制御系を設計した。また、これらを用いて本システムの定常特性や過渡特性の解析を行った。さらに波との共振現象を利用するため、WEC の固有周波数を可変する方法としてフロート内部にウォータタンクを設け、同タンク内の水量（すなわち装置重量）をポンプによって調整する方法を提案し、その有用性を示した[3]。

本論文ではマグナス波力発電装置の固有周波数を調整できる同共振制御法について、システムの設計指針やポンプ出力など、より詳細な検討を行う。

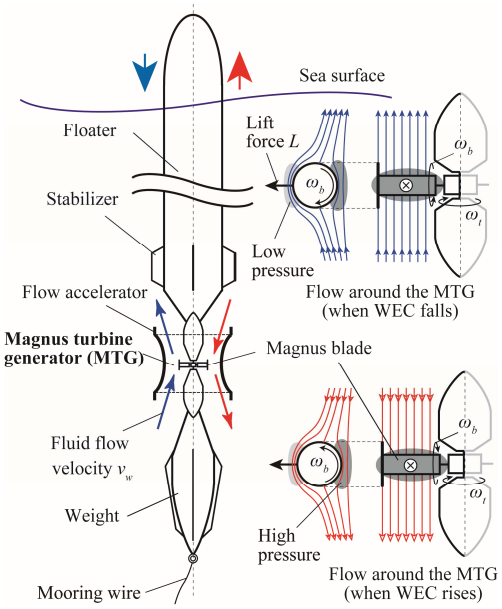


図 1. マグナス波力発電装置の構成
Fig.1. Configuration of the Magnus-effect-based WEC.

２．固有周波数可変 WEC の設計指針

図 2 にウォータタンクを有するマグナス波力発電装置の構成を示す。同図を基に一例として定格出力 50kW、装置重量 M_s = 20t（ウォータタンクを除く）、固有周期可変範囲 T_s =5～9s のシステムを設計する。フロートとウォータタンクは円柱形状とし、ウォータタンクが空の状態（同図左）で T_s = 5s とする。固有周波数と釣り合いの式は次式となる。

$$f_s = \frac{1}{T_s} = \frac{1}{2\pi}\sqrt{\frac{g}{H_0}} \qquad (1)$$

$$\rho A_f g H_0 = Mg \qquad (2)$$

但し、ρ: 海水密度、A_f:フロート半径、g:重力加速度、H_0: 喫水、M: WEC の総重量（$M = M_s + M_w$）、M_s: WEC 重量、M_w: ウォータタンク重量、f_s: 固有周波数、T_s: 固有周期である。

(1)より T_s = 5s の喫水 H_{0_5} = 6.21m が得られる。(2)より A_f を算出し、フロート半径 R_f = 1m を得る。水圧に耐えうる十分な厚みを考慮し、ウォータタンクの半径 R_w を決定する（本検討では 0.9m とした）。(1)、(2)より各固有周期に対する M_w を算出し、ウォータタンクの水位 h_w を次式より得る。

©2026 IEE Japan

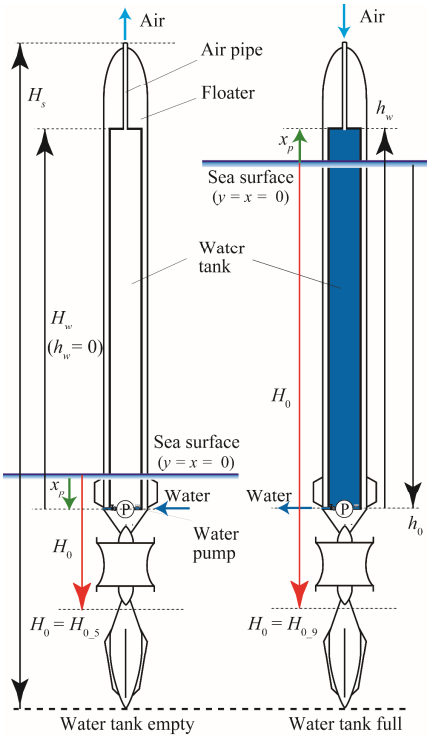


図 2. ウォータタンクを有するマグナス波力発電装置
Fig.2. Magnus-effect-based WEC with a water tank.

$$h_w = \frac{M_w}{\rho\pi {R_w}^2} \qquad (3)$$

以上より、固有周期可変範囲で最大となる $T_s = 9$s の喫水 H_{0_9} は 20.1m、ウォータタンクの高さ H_w は 17.2m と算出できる（図２右）。また、給水排水を行うポンプ出入口と満水時の水位は給水時に水圧を利用でき、排水時に水位による位置エネルギーを利用できるようにするため、図示の様に静止中の海面より x_p だけシフトさせた。同海面に対するポンプ位置を h_0 とすると、$h_w = 0$ の時、$h_0 = x_p$ となる。なお、h_0 は WEC の変位 x により変化するため次式で表される。

$$h_0 = H_0 - \left(H_{0_5} - x_p\right) + x \qquad (4)$$

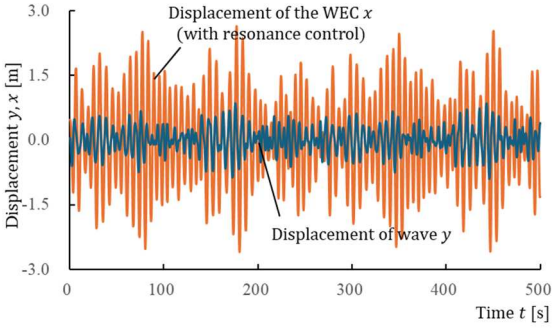
３．共振制御時のポンプ出力と共振制御の効果

文献(3)の同制御に関する検討に付随して、ポンプ出力について検討を行う。ポンプは遠心ポンプを検討の対象とし、給排水の切り替えは弁によって行い、回生は行わないものとする。ポンプ流量を Q m^3/s とすると給水時のポンプ出力 P_p は次式で表される（排水時は h_w と h_0 の符号が逆になる）。

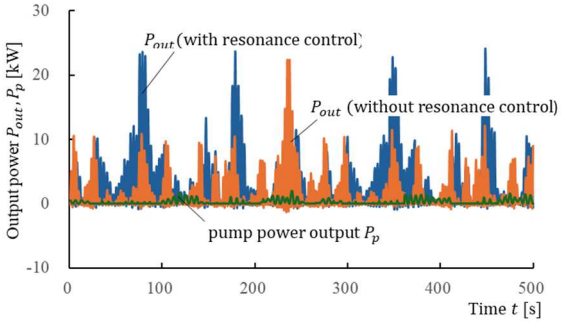
$$p_p = \rho Q g(h_w - h_0) \qquad (5)$$

なお、基本的な検討を行うため、水深については波による変化を無視することとし、ポンプ効率も 100%として計算を行うこととする。

図 3 に共振制御を行った場合と行わなかった場合のマグナス波力発電装置の過渡応答計算値を示す。本計算は文献(3)と同じシミュレーションモデルで計算したものであり、ポンプの給排水の上限は 100L/s とした。図示のように共振制御によって WEC の変位 x は波の変位 y よりも大きく変動することがわかる。その結果、WEC の出力 P_{out} は共振制御を行わない場合と比べて、全体的に上昇することとなる。一方、ポンプ出力は P_{out} の増加分に対し、図示の様に低い値となっている。これは給排水時に海水の水圧とウォータタンクの水位による位置エネルギーを利用できるためである。



(a). Displacements of the Wave Surface and the WEC.



(b). Output Power of the WEC and Pump System.

図 3. 共振制御の効果
Fig.3. Effects of the resonance control.

４．まとめ

本稿ではマグナス波力発電装置の共振制御について、固有周波数を調整できるシステムの検討を行った。その結果、本共振制御法はポンプ出力を考慮した場合においても有用であることがわかった。

なお、本研究は JSPS 科研費 JP25K15547 の助成を受けたものである。

文　献

(1) SCALING UP INVESTMENTS IN OCEAN ENERGY TECHNOLOGIES (2023), IRENA, [Online], Available: https://www.irena.org/
(2) Johannes Falnes: OCEAN WAVES AND OSCILLATING SYSTEMS Linear Interactions Including Wave-Energy Extraction, pp.196-224, Cambridge University Press 2002.
(3) K. Yamashita, et al. "Development of a Magnus Effect-Based Point Absorber Wave Energy Converter with an Adjustable Natural Frequency," ICEMS2025, Busan, Korea, Nov. 2025.

©2026 IEE Japan

潮流発電による太陽光・風力発電の低出力時間の低減

黒河　亮士郎*，王　宇凱，近藤　潤次（東京理科大学）

Reduction of Low-Output Periods in Wind and PV Power by Tidal Power

Ryojiro Kurokawa, Yukai Wang, Junji Kondoh (Tokyo University of Science)

1. はじめに

日本では FIT や FIP のような国主導の政策もあり，風力発電や太陽光発電を代表とする再生可能エネルギーの導入が進んでいる。政府が発表した 2030 年までの導入目標を見ても，再生可能エネルギーはより主要な発電方式になっていくと考えられる(1)。

しかしながら、風力・太陽光発電には発電出力が天候などに左右されやすいデメリットがある。両者の発電プロファイルは異なっており，どちらか一方のみの発電出力が極端に低下してももう一方がある程度発電できればある程度カバーできるが、無風・無光状態では共に発電ができない。

そこで本研究では，両者と発電プロファイルが異なる潮流発電に着目した。潮流発電は、潮汐によって生じる海の流れである潮流運動エネルギーを電気エネルギーに変換するものであり，風力・太陽光発電と同様に出力が変動する。しかし潮汐が高い精度で予測できる現象であることから，潮流も予測可能で(2)，結果として潮流発電の発電出力も相応の精度で予測可能というメリットがある。本研究では，風力・太陽光の発電出力が小さい時間に高出力が期待できるかどうか，という視点で評価を行った。

2. 解析方法

本論文では、四国地方及びその周辺における 2020~2023 年の 4 年間のデータを用いて持続曲線による解析を行った。

〈2･1〉　風力発電の出力の計算　　佐田岬、室戸岬、足摺岬、鳴門の 5 地点の灯台で観測された風速を日本海洋データセンターのサイトより入手し，ハブ高さにおける風速に変換し，年平均風速が 5.5 m/s 未満と算出された新居浜港垣生埼以外の 4 地点に同容量のウィンドファームが設置されていると仮定して，文献(3)のパワーカーブを用いて発電出力に換算した。

〈2･2〉太陽光発電の出力の計算　　松山市、高松市、高知市の 3 つの地上観測地点で気象庁が観測した日射強度の時系列データを，1 kW/m^2 以上では定格出力，それ以下では日射強度に比例した出力として変換した(4)。3 地点に同容量の大規模太陽光発電システムが設置されていると仮定して試算を行った。

〈2･3〉　潮流発電の出力の計算　　関門海峡、高島、来島海峡、明石海峡、鳴門海峡の 5 つの地点で推算された潮流の大きさをもとに図 1 のパワーカーブ(5)(6)を用いて定格に対する出力の割合を計算した。推算値は海上保安庁が公開している「海しる」のホームページから見られる瀬戸内海流域における潮流の推算値を得た。計算では 5 地点に 1 MW 規模の潮流発電機を同じ基数設置したと仮定し，後流の影響やメンテナンス等による停止期間を無視して試算した。

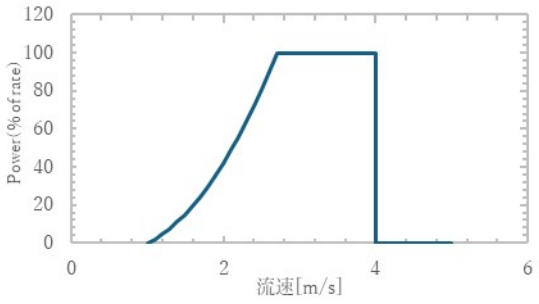


図 1：潮流発電機のパワーカーブ
Fig.1. Power curve of a tidal turbine

3. 解析結果

<2.3>節の計算の結果得られた，全ての潮流発電機群の定格出力の総和に対する総発電出力の割合の，1 年間の平均すなわち設備利用率を表 1 に記す。

表 1：各年の潮流発電の設備利用率
Table 1. Capacity factor of tidal power generation in each year

年	2020	2021	2022	2023
低出力時間 [hour]	810	847	823	851
設備利用率 [%]	35.4	39.0	35.2	35.0

また，四国地方に風力と太陽光発電の総容量が同じだけ導入されたとした場合の，<2.1>節と<2.2>節の計算の結果得られた出力の持続曲線のうち，2022 年のものを図 2 に示す。出力が 10%以下の時間帯（低出力時間）は 1387 時間となった。各年について，定格に対する割合が 10 %以下の時間帯（低出力時間）と全体での設備利用率を表 2 に示す。

©2026 IEE Japan

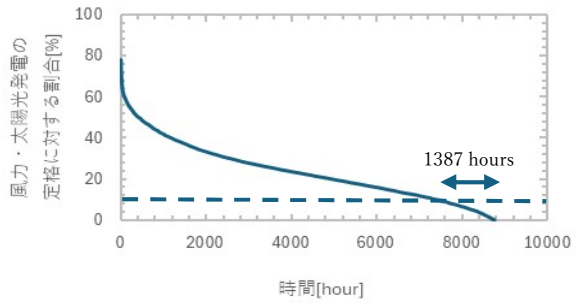


図 2：風力と PV を同容量導入した場合の持続曲線(2022 年)
Fig.2. Duration curve with the same capacity of wind and PV power in 2022

表 2：風力と PV を同容量導入した場合の各年の低出力時間と全体での設備利用率
Table 2. Low output hours and total capacity factor with the same capacity of wind and PV power in each year

	2020	2021	2022	2023
低出力時間 [hour]	2285	1868	1387	1468
設備利用率 [%]	20.8	21.4	23.8	23.7

次に、風力・太陽光・潮流発電の導入設備容量比率が 1:1:1 の場合の，2022 年における総発電出力の持続曲線は図 3 となる。低出力時間は 364 時間に低減した。各年における低出力時間と設備利用率を表 3 に示す。

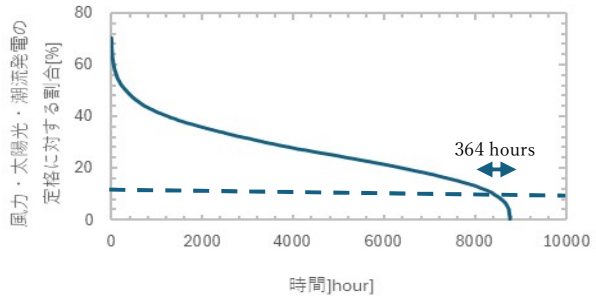


図 3：風力・PV・潮流発電を同容量導入した際の持続曲線
Fig.3. Duration curve with the same capacity of wind, PV and Tidal power in 2022

表 3：風力・PV・潮流発電を同容量導入した際の各年の低出力時間と全体での設備利用率
Table 3. Low output hours and total capacity factor with same capacity of wind, PV, tidal power in each year

年	2020	2021	2022	2023
低出力時間 [hour]	695	478	364	365
設備利用率 [%]	25.7	27.2	27.6	27.4

表 2 より，風力と太陽光を同容量導入した場合、年間の低出力時間の 1752 時間すなわち 20 %である。これは太陽光発電が夜間に発電できないことも大きな要因であるが， 2 つの発電方式が天候に左右されやすいことにも起因する。それに対して、潮流発電も同容量分だけ導入した場合は表 3 と図 3 より、年間の低出力時間の 4 年間平均は 476 時間，すなわち 5.4 %になっており、73%の改善がみられた。

最後に、風力・太陽光の低出力時間のみを抽出し，その時間のみにおける潮流発電の持続曲線（図 4）とその時間内での潮流発電の平均出力（表 4 : 定格に対する割合）を示した。

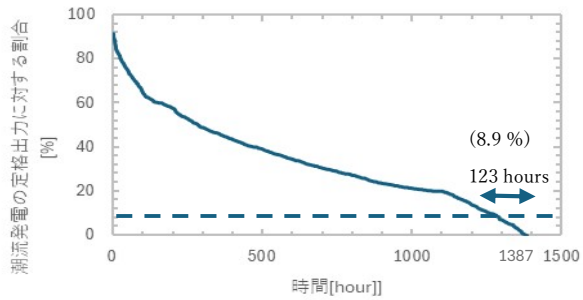


図 4：風力と PV が低出力の時間帯のみを抽出した場合の潮流発電の持続曲線(2022 年)
Fig.4. Duration curve of tidal current power generation for only periods at low output in both wind and PV power in 2022

表 4：風力と PV が低出力の時間帯における潮流発電の平均出力
Table 4. Average tidal power of for only periods at low output in both wind and PV power

年	2020	2021	2022	2023
平均[%]	34.9	39.4	34.4	34.8

風力と PV が低出力時間においても潮流発電は表 1 に示した設備利用率と同程度の平均出力であると言える。

4. おわりに

風力・太陽光発電の両方が低出力である期間について、潮流発電は定格の 30%を超える出力が期待できることが分かった。本研究は JSPS 科研費 JP23H01640 の助成を受けた。

文　　献

(1) 星 尚志：「再エネ導入目標達成見通し」,IEEJ energy journal, special journal,p.81(2016)
(2) 古河泰典，難波 徹，田中一英，中村幸之介：「船舶の輻輳する強潮流域での観測手法の検討」海洋情報部研究報告第 51 号（平成 26 年）
(3) J. R. McLean, “Equivalent wind power curves”, TradeWind technical report, WP2.6 (2008).
(4) Junji Kondoh : “Validity of wind power for heavy winter demand in eastern Japan power systems”, Front. Energy Res., Vol. 11, p.05 (2023)
(5) 川崎重工業(株)，東亜建設工業(株)，古河電気工業(株)，国立大学法人九州大学：「平成 27 年度潮流発電技術実用化推進事業」p.169
(6) 清瀬 弘晃，胡 長洪，高雄 悟：「着底式潮流発電装置の開発」日本船舶海洋工学会論文集 24 巻 p.254 (2016)

©2026 IEE Japan

超電導コイル用 AC-DC コンバータの構成検討 およびシミュレーション評価

増田　光希*，許　航，野村　新一（明治大学），　力石　浩孝(NIFS)

Configuration Study and Simulation Evaluation of an AC–DC Converter for a Superconducting Coil

Mitsuki Masuda, Hang Xu, Shinichi Nomura (Meiji University) Hirotaka Chikaraishi (NIFS)

１．はじめに

近年、取り扱いの容易さなどの理由から冷媒を使用しない冷凍機冷却方式が注目されている。冷凍機冷却方式では室温端と低温端を電気的に接続するために銅電流リードが用いられるが、この銅電流リードにおけるジュール熱および熱伝導による低温端への熱侵入が大電流化を困難にしている要因である。当研究室では最適化設計により 600 A 級銅電流リードを用いて約 1000 秒間の通電を実現している(1)。著者らは、さらなる大電流化を目的として、銅電流リードによる熱侵入を低減できる可能性のある非接触給電方式を用いた冷凍機冷却システムの検討を進めている(2)。本研究では低温環境に配置される AC-DC コンバータのスイッチングパターンの検証を行う。

２．システム構成

従来の銅電流リード方式と、本研究で提案する非接触給電方式を図 1 に示す。銅電流リード方式では、通電時のジュール熱および熱伝導による低温端への侵入熱は約 90 mW/A であり(3)、通電電流に比例して増加する。一方、非接触給電方式では送電側と受電側が物理的に接触しない状態で磁気的な結合によって電力伝送が可能であり、室温側からの固体熱伝導をゼロにできる。また、送電側を高圧小電流、受電側を低圧大電流とすることで、送電側のジュール熱および熱伝導を低減できる。さらに、受電側巻線に超電導線を用いることで、大電流を低損失で伝送できる可能性がある。しかし、非接触給電方式では磁芯における鉄損や超電導巻線の交流損失に加え、直流電流を供給するために低温環境で動作する AC-DC コンバータの損失が新たな課題となる。

3. AC-DC コンバータの構成

低温環境用電力変換器としてチョッパ回路を用いた方法が検討されている。しかし、チョッパ回路を用いた手法の場合は励磁（維持）のみを制御可能であり、減磁の制御は行うことができない。また、超電導コイルに逆方向の電流を通電することもできず、MRI などの定電流通電のみに用途が限られる。一方、SMES や核融合マグネットでは励磁・減磁の制御が求められ、特に核融合マグネットに関しては

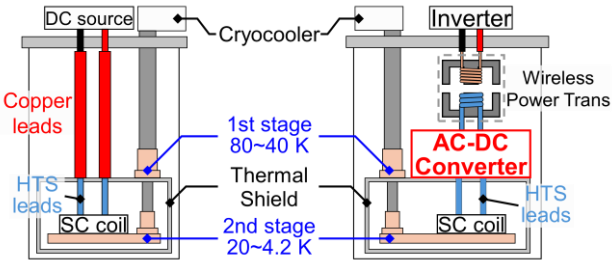


図 1　冷凍機冷却銅電流リード方式と非接触給電方式の比較
Fig. 1. Cryogenic environment of a wireless power transfer with AC-DC converter (right) compared to a cryocooler-cooled copper current leads (left).

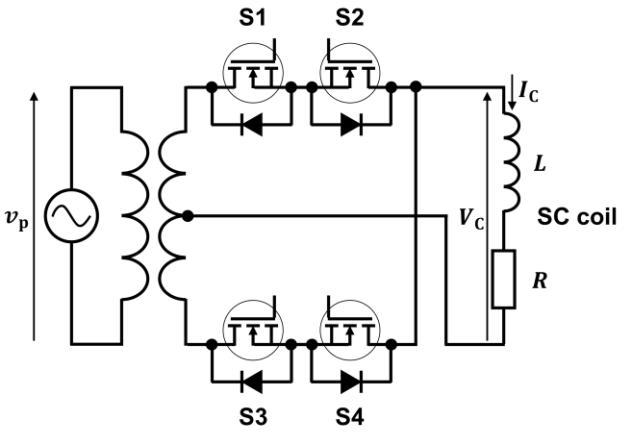


図 2　逆直列 MOSFET を用いた AC-DC コンバータ
Fig. 2. AC–DC converter using reverse-series MOSFETs.

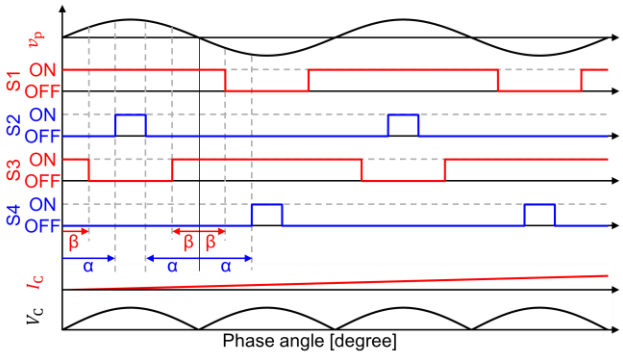


図 3　励磁時における MOSFET のスイッチングパターン(I>0)
Fig. 3. Switching pattern of a MOSFETs.

©2026 IEE Japan

逆通電が求められる。また、AC-DC コンバータは低温環境に配置されるため、低温で低損失に動作するスイッチが求められる。筆者らはこれまでに半導体素子の低温環境における導通特性を測定し、MOSFET が低温環境に適していることを確認した（2)。これらの結果により、低温環境に適したコイル電源回路として MOSFET を用い、かつ逆阻止能力を有する回路構成の中で、素子数を削減できる構成として図 2 に示す逆直列 MOSFET を用いた AC-DC コンバータを考案した。なお、MOSFET のボディーダイオードを通電することも可能であるが、これまでの測定結果より低温環境では PN ダイオードよりショットキーバリアダイオードが適していると考えられるため、実機ではショットキーバリアダイオードを各 MOSFET に並列接続して使用する。

4. PSIM を用いたシミュレーション

図 2 に示した電源回路のスイッチングパターン例を図 3 に示す。本回路は MOSFET のゲート信号のオン・オフにより制御されるが、超電導コイルのような自己インダクタンスが非常に大きい誘導性負荷を接続する場合、電流経路を遮断することはできない。そのため、逆直列接続された MOSFET の信号を個々に制御しダイオード整流器モードを設けることで、電流経路を確保したまま転流を行う方式を検討した。PSIM(Ver. 8.0.3)を用いたシミュレーションの条件を表 1 に示し、誘導性負荷の通電電流、印加電圧のシミュレーション結果を図 4 に示す。シミュレーション結果より、提案回路は誘導性負荷に対し双方向の電圧を印加することができ、双方向通電が可能であると確認された。実際のシステムでは室温環境に配置されたインバータによって印加電圧を制御するが、本稿では単なる正弦波電源を用いてシミュレーションを行ったため励磁・減磁速度はほぼ一定となっている。

5. まとめ

本研究では、励磁・減磁に加えて逆方向通電が可能なコイル用電源として、逆直列 MOSFET を用いた AC-DC コンバータを提案した。提案回路ではダイオード整流器モードを設けることで、安全な転流が可能であると考えられる。今後は提案回路におけるスイッチングパターンの最適化を進めるとともに、実機を用いた検証を行う予定である。

表 1　シミュレーション条件
Table 1. Simulation Conditions.

制御角　α	20°
制御角　β	10°
電源電圧 v_p	100 V_{rms}
電源周波数	50 Hz
巻き数比	10:1
負荷コイルの自己インダクタンス L	1 H
負荷コイル直列抵抗 R	0.1 mΩ

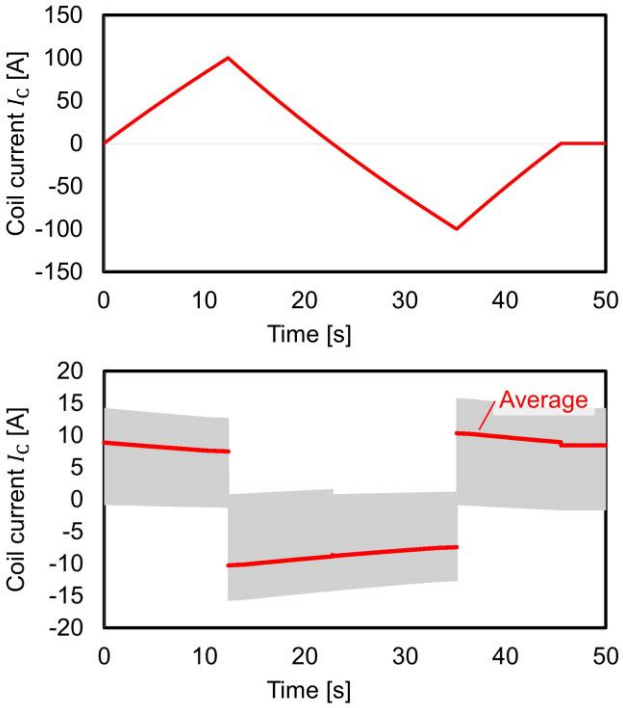


図 4　PSIM を用いたシミュレーション結果
Fig. 4. Simulation results using PSIM.

文　献

(1) K. Yajima, et al. IEEE Trans. Appl. Supercond., DOI: 10.1109/TASC.2025.3633090, in press.
(2) M. Masuda, *et al*. Abstracts of CSSJ Conference, Vol. 109, p. 46 (2025).
(3) Y. Iwasa, “Case Studies in Superconducting Magnets: Design and Operational Issues”, (2009)

©2026 IEE Japan

カレントインタラプタ法を応用した グラファイト電極上へのリチウム析出検出法の基礎検討

等々力　爽太*，河野　昭彦，藤田　洋司（金沢工業大学）
西口　博人，小笠原　圭佑，平井　勢児（三菱電機）

Basic Investigation of Lithium Deposition Detection on Graphite Electrodes by Current Interrupter Method.

Sota Todoriki, Akihiko Kono, Yoji Fujita (Kanazawa Institute University)
Hiroto Nishiguchi, Keisuke Ogasawara, Seiji Hirai (Mitsubishi Electric Corporation)

１．Introduction

リチウムイオン電池におけるリチウム析出(LD)は，大電流での充電，低温環境，および長期的な使用によってグラファイト負極表面上に発生する。LD の発生はセルの容量低下，内部短絡等の品質劣化，事故の要因となるため，早期発見による予防措置が求められる。現状，LD の検出には解体による直接診断が確実であるものの，汎用性，利便性の観点から，非破壊による LD 検出技術が要求される。

既存研究では，カレントインタラプタ法における電位緩和時に見られる電位プラトー[(1)]や，充電期間中の動的電気化学インピーダンス分光法を用いたインピーダンス測定における低周波側の実部インピーダンスの低下[(2)]が，LD の発生を示唆する現象として同定されている。しかしながら，既存研究ではハーフセルや商用セルを用いた 2 電極測定法が主流であり，この手法では正極–負極を含めたセル全体の電位やインピーダンスしか測定できない。そのため，LD の主要因部である負極単体の解析は実現されていない。

そこで，本研究では我々独自の 3 電極測定技術[(3)]を用い，2 電極測定では困難であった負極単体での詳細なカレントインタラプタ解析を行った。

２．Experiment method

作用極にはグラファイト電極(2.3 mAh/cm^2，直径 2 mm，厚さ 45 μm)を，参照極と対極にはリチウム箔(参照極：直径 2 mm，対極：直径 15 mm，厚さ 100 μm)を用いた。セパレータはセルロース製(厚さ 70 μm)のものを 43 枚用い，作用極と参照極は対極から約 3 mm の距離を確保した。電解液は塩 $LiPF_6$，塩濃度 1000 mol/m^3，溶媒 EC:DMC:EMC＝1:1:1 vol%を使用した。

セルはアルゴンガス雰囲気のグローボックス内で作製され，活性化(コンディショニング)および電極容量測定を行った後に各実験で使用した。

LD 検出実験として所定の C レートでの充電曲線測定(CC 充電 SoC100 %まで)および，充電完了後にカレントインタラプタ法を用いた電位過渡応答測定を実施した。

３．Result & Discussion

Fig.1 に異なる C レートでの定電流充電電位曲線を示す。実験結果における 0.2C 充電では，電極電位が熱力学的に LD 発生，溶解の閾値となる 0 V vs Li/Li$^+$（以下，0V）を充電過程において下回ることはなかった。一方，0.5C 以上の充電では，充電過程で電位が 0V 以下まで低下することが確認された。

Fig.2 に，カレントインタラプタ法を用いた電位過渡応答測定の結果を示す。充電過程にて 0V を下回らなかった 0.2C 条件では，電位は滑らかな推移を経て開回路電位へと漸近した。一方，0.5C 以上の電位曲線においては，電位が 0V 近傍まで上昇した時点より停滞が確認された。この停滞は，析出したリチウムの溶解に伴い活物質へのリチウムイオン再挿入が発生し，固相における濃度過電圧の緩和が阻害されたことに起因する[(4)]。

以上の結果から，本研究では，充電過程において電位が 0V 以下まで低下する挙動と，その後の電位回復の停滞現象との対応関係を直接的に実証した。このような充電過程および電位緩和における電極電位のリアルタイム直接測定は，3 電極測定によってのみ可能である。

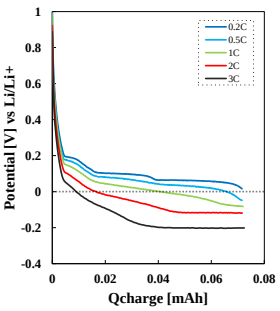


Fig.1 Charging curves of Gr electrode at different C-rates.

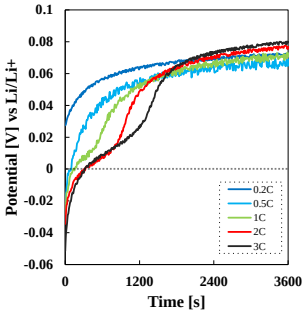


Fig.2 Potential transient curves after current interruption at different C-rates.

文　献

(1) C. Uhlmann, et.al., Journal of Power Sources, 279 (2015).
(2) M. Koseoglou, et.al, Jornal of Power Sources, 512 (2021).
(3) A. Kono, et.al., Electrochimica Acta, 442, 141916 (2023).
(4) S. Todoriki, et.al, 2025 IEEJ 産業応用部門大会, Y-2(2025).

©2026 IEE Japan

全固体電池負極の微細構造が伝熱特性に及ぼす影響

川上　航輝*，李　河永，兒玉　学（東京科学大学）

Impact of Anode Microstructure on Heat Transfer Characteristics in All-Solid-State Batteries

Koki Kawakami, Hayoung Lee, Manabu Kodama (Institute of Science Tokyo)

１．目的

次世代電気自動車用の二次電池として注目されている全固体リチウムイオン電池は，液系リチウムイオン電池と比較して，耐熱性および難燃性に優れており，冷却システムの削減が期待され，その特性から，同体積でより多くの電池搭載が可能となり，実効エネルギー密度の増加が実現できる(1)。その際，電池は熱伝導と自然対流熱伝達で冷却されることになるが，抜熱速度が遅いことで局所的に高温化し，固体電解質-活物質の界面反応による劣化や，電池パック内の温度差による充放電不均一による見かけ上の電池容量の減少が懸念される。このことから，冷却システムを削減した全固体電池の実現には，全固体電池の伝熱特性の把握が必須である(2)。本研究では，バルク型全固体電池の負極を対象に，活物質体積分率が電極構造および伝熱特性に与える影響について，温度波法による伝熱特性計測実験により検討した。

２．実験方法

固体電解質として $Li_{5.5}PS_{4.5}Br_{1.5}$ を固相反応法により合成した。得られた固体電解質を各種体積分率にてハードカーボンと転動ミルにより混合し，負極合材を作製した。得られた負極合材を 200MPa で加圧成形することで負極を作製し，各種計測を実施した。熱伝導率並びに熱拡散率は温度波法により計測した。空隙率は真密度と見掛け密度の差から算出した。

３．結果と考察

図 1 に負極合材の熱拡散率，熱伝導率，空隙率の固体電解質に対する活物質体積分率（ハードカーボンの体積分率）依存性を示す。図 1(a)に示すとおり，活物質体積分率の増加に伴い，熱伝導率は増加した後に減少へ転じ，その後再び増加した。活物質は固体電解質と比較して熱伝導率が高いことから活物質体積分率の増加に伴い，負極合材の熱伝導率は単調に増加すると考えられるが，それとは相違のある結果である。図 1(b)に示すとおり，活物質体積分率の増加に伴い空隙率は増加している。空隙(アルゴン)は固体電解質や活物質と比較して熱伝導率は極めて低い。このことから一時的に熱伝導率は低下したと考えられる。また，活物質体積分率が 5 割を超えると，活物質による熱伝導が支配的になり，活物質における熱伝導経路が形成される。これにより空隙による熱伝導率の減少を打ち消して再び増加に転じたと推察される。

一方で熱拡散率に注目すると，図 1(c)より，活物質体積分率の増加に伴い，熱伝導率とは異なり，熱拡散率は概ね単調に増加することがわかる。活物質は固体電解質に比べて比熱が小さく，その上で，前述の通り，活物質体積分率の増加に伴う空隙率の増加により，負極合材の密度は低下する。熱拡散率は熱伝導率を密度と比熱で割った値であることから，活物質体積分率の増加に伴う密度および比熱の減少が熱拡散率を増加させ，熱拡散率が単調増加したと考えられる。

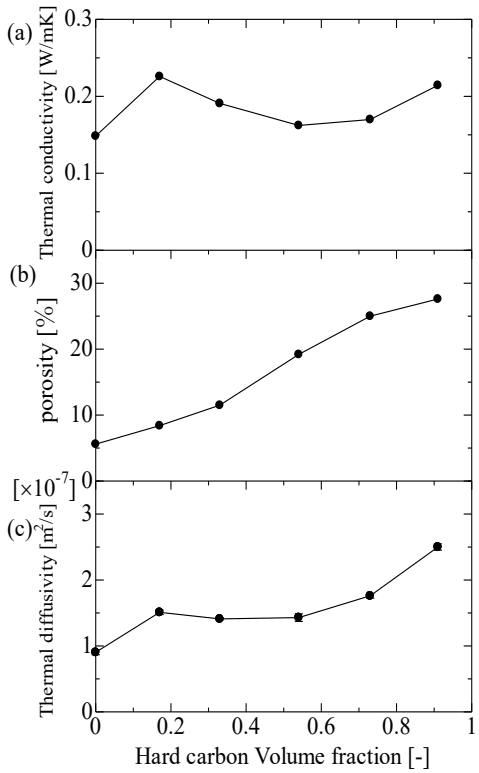


図 1　固体電解質に対するハードカーボン各体積分率における負極合材の(a)熱伝導率，(b)空隙率，(c)熱拡散率
Fig.1　(a)Thermal conductivity, (b)Porosity, and (c)Thermal diffusivity of anode composites as functions of Hard carbon volume fraction relative to solid electrolyte

文　献

(1) C. Wu, J. Lou, J. Zhang, Z. Chen, A. Kakar, B. Emley, Q. Ai, H. Guo, Y. Liang, J. Lou, Y. Yao, Z. Fan, Nano Energy, 87, 106081 (2021)
(2) Hayoung Lee, Yuto Seki, Atsuro Okumura, Manabu Kodama, Journal of Energy Storage, 145, 119926 (2026)

©2026 IEE Japan

リチウム金属負極全固体電池の電池性能に及ぼすスパッタ材料の影響

木野　槙人*，奥村　篤朗，福住　ひと，兒玉　学（東京科学大学大学）

Effect of Sputtered Materials on the Performance of Lithium Metal Anode All-Solid-State Batteries

Makito Kino*, Aturo Okumura, Hito Fukusumi, Manabu Kodama (Institute of Science Tokyo)

１．目的

現在，電気自動車に使用されているリチウムイオン電池は可燃性の有機電解液を用いており，安全性に課題がある。また，航続可能距離も 400km 程度で，さらなる高容量化が求められている。そこで安全性ならびに容量の向上を目的として，無機固体電解質（Solid Electrolyte，SE）とリチウム金属負極を用いたリチウム金属負極全固体電池が提案されている。しかし，リチウム金属負極全固体電池では，高速充電時にリチウムデンドライトにより電池が内部短絡し，電池機能を喪失することが知られており，これの解決が求められている。既存研究にて，スパッタを用いて SE とリチウム金属の界面に金薄膜を挿入することで，リチウムデンドライトが抑制され，充電可能速度の増加が確認されている(1)。しかし，実用化に向けては，さらなる充電可能速度の向上が必要である。そこで本研究では，界面に挿入する金属薄膜の材料を金と銀で比較し，その影響を検討した。

２．実験方法

SE の両面にリチウム金属を貼り付けたリチウム対称セルを作成し，充放電試験と電気化学インピーダンス計測（EIS 計測）を実施した。充放電試験では，1 サイクル毎に電流密度を増加させ，電圧が急激に低下した際の電流密度を充電可能速度の上限となる限界電流密度（Critical Current Density，CCD）とした。また EIS 計測より，SE とリチウム金属の界面抵抗を取得し，さらに電池温度を 60℃から-20℃で 10℃毎に変化させて計測し，界面抵抗の活性化エネルギーを算出した。

３．結果と考察

図 1 に界面に金ならびに銀を挿入した電池の CCD を示す。界面に銀を挿入した場合では，金を挿入した場合と比較して，CCD が約 2.5 倍となり，充電可能速度が増加した。

図 2 に界面に金ならびに銀を挿入した電池の界面抵抗の温度依存性をアレニウスプロットとして示す。その上で，アレニウスプロットの線形近似の傾きから活性化エネルギーを算出すると，金の場合に 0.53 eV，銀の場合に 0.43 eV であり，金と比較して銀で活性化エネルギーは低い。これは，リチウム析出における，リチウムと金属薄膜の合金化反応が金と比較して銀で起こりやすいことを示していると考えられる。また，界面抵抗の絶対値は，温度の増加に伴い金と銀の差は小さくなる。これは，リチウムが金に対しての方が銀と比較して濡れ性が高く，金を挿入した場合，銀を挿入した場合と比較して SE に対して初期段階で良好な接触を構築するため，電気化学的に有効な面積が大きく，金の高い活性化エネルギーを打ち消すことが原因として考えられる。

以上の結果から，通電の繰り返し時に界面の接触性が悪化する中で，銀では金に対して活性化エネルギーが低いことで，同一の実界面面積では界面抵抗が低くなり，リチウム析出の均一性が高いことが優位に働き，速い充電可能速度が得られたと考えられる。

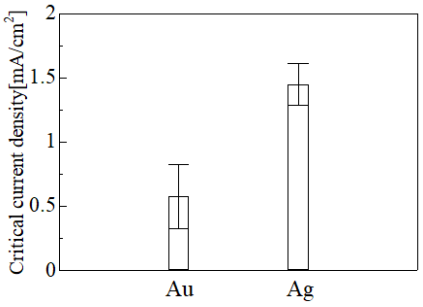


図 1　Au，Ag スパッタにおける CCD
Fig.1. CCD for Au，Ag sputtering process

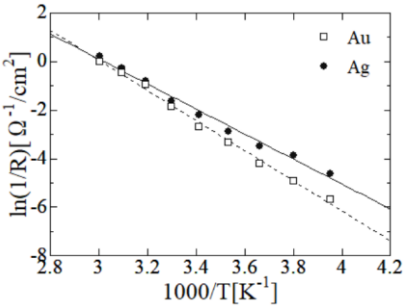


図 2　Au，Ag スパッタにおけるアレニウスプロット
Fig.2. Arrhenius plot for Au，Ag sputtering process

文　献

(1) Aturou Okumura, Hito Fukusumi, Manabu Kodama, Electrochemistry, The Electrochemical Society of Japan, Volume 93, Issue 9, 097001, (2025)

©2026 IEE Japan

バインダーコーティング手法を用いて Si 堆積層を積層化した Si 負極系 LIC の充放電特性

川俣　匠吾*，千葉　玲一，江口　卓弥（日本大学），熊谷　誠治（秋田大学）

Charge-discharge characteristics of Si anode-based Lithium-ion capacitor with Si deposition layers laminated using a binder coating method

Shogo Kawamata, Reichi Chiba, Takuya Eguchi (Nihon university), Seiji Kumagai (Akita university)

1. まえがき

Li-ion キャパシタ（LIC）は、Li-ion 電池よりもエネルギー密度は低いものの、出力密度とサイクル寿命の点で優れている。シリコン（Si）の Li-ion の吸蔵容量は、従来の電極材料である黒鉛の約 10 倍であり、Si 負極を使用することで、LIC のエネルギー密度を向上させることができる。しかし、Si は、Li-ion を吸蔵時に粒子が大きく膨張するために、負極構造が崩壊する。そのため、Si 系 LIC はサイクル寿命に課題がある。一般的に、LIC の寿命を延ばす方法として負極の活物質堆積層を厚く塗工して負極容量のマージン増加させる方法があるが、Si 系 LIC では負極の厚化は逆にサイクル寿命が短くなる[(1)]。加えて、負極の薄化には限界があった。先行研究より、バインダーコーティング（BC）を施した Si 負極を使用することで、サイクル特性の向上が確認した[(2)]。これはコーティングしたバインダーが、負極内部に緩衝層を形成したためと考えられた。BC 手法を用いることで Si 負極の堆積層を厚く塗工できる可能性があった。本研究では、BC 手法を用いて Si 負極の積層構造にすることで Si 堆積層の厚化を試み、その Si 負極の性能を調査した。

2. 実験方法

正極は、混合比を活物質(YP-50F)：導電助剤(AB)：バインダー(SBR)：増粘剤(CMC) = 80:10:5:5 の混合物をアルミ箔に塗布することで製作した。負極は、堆積層・バインダー層・堆積層の 3 層構造になるよう製作した。1 層目は、混合比を活物質(Si nano)：導電助剤(AB)：バインダー(PI) = 65:5:30 の混合物を銅板に塗布し Si 負極の基盤として製作した。2 層目は、スピンコート法を用い、バインダー(PI)を Si 負極上に塗工した。3 層目は、塗工した Si 負極上に更に混合比を活物質(Si nano)：導電助剤(AB)：バインダー(PI) = 65:5:30 の混合物を塗工することで製作した。LIC は 2 極セルを用いてアルゴン雰囲気下で作製し、電解液に 1 M $LiPF_6$ /EC:DEC を使用した。積層化した Si 負極を用いたセルと BC のみ施した Si 負極を用いたセルの負極の質量はそれぞれ 2.00 mg、0.80 mg となり、厚さはそれぞれ 16 μm、12 μm、活物質質量比(正極/負極)はそれぞれ 2.19、2.33 となった。任意のサイクル後に充放電試験装置を用いて電圧 2～4V、電流密度 0.05～50 mA/cm^2 でレート試験を行い、正極活物質質量換算で比容量を算出した。EIS 試験は、電圧 2V、振幅 5 mV、周波数 10mHz～10kHz で任意のサイクル後に実施した。サイクル試験は電流密度 0.1 mA/cm^2 で実施した。

3. 結果及び考察

図 1 にサイクル試験結果を示す。積層構造と単層構造の 10000 サイクル後の放電の比容量はそれぞれ 35.6 mAh/g、21.0 mAh/g であり、1 サイクル目の比容量に対する維持率はそれぞれ 83.7 %、68.4 %であった。単層構造の Si 負極を用いた LIC は 6000 サイクル後から比容量が低下した。これは繰り返し充放電による Si の体積変化による電極構造の崩壊を示唆する。積層構造の Si 負極を用いた LIC はサイクル特性が安定しており、BC 法により Si 内部に形成された緩衝層が電極構造の崩壊を防いだことを示唆する。

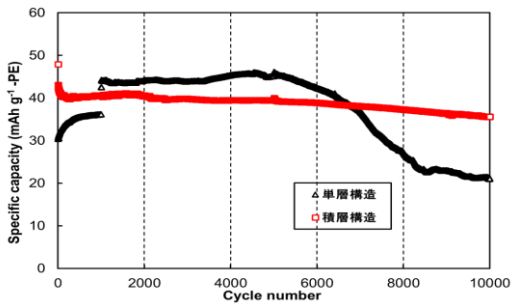


図 1 サイクル試験結果
Fig. 1. Cycle test results.

図 2(a)に 5000 サイクル後レート試験結果より得られた各電流密度での放電比容量を示す。積層構造の Si 負極を用いた LIC 方が単層構造の Si 負極を用いた LIC よりも比容量が全ての電流密度で一定の減少を確認した。図 2(b)に単層構造と積層構造の Si 負極を用いた LIC のラゴーンプロットの比較を示す。単層構造と積層構造の Si 負極を用いた LIC の 6 kW/kg でのエネルギー密度はそれぞれ 55.6 Wh/kg、16.7 Wh/kg であり、1 kW/kg までは同程度のエネルギー密度を示した。ラゴーンプロットの軸は対数で表すために、高レート帯ではその差が大きく表れた。図 3 に 5000 サイクル後のレート試験結果より得られた充放電中のセル電圧と比容量の関係を示す。単層構造（図 3(a)）と積層構造（図 3 (b)）の Si 負極を用いた LIC の IR ドロッ

©2026 IEE Japan

プによる電圧降下は、単層構造では 0.1 mA/cm^2 で 0.010 V、20 mA/cm^2 で 3.600 V であり、積層構造では 0.1 mA/cm^2 で 0.008V、20 mA/cm^2 で 3.500 V であった。これは単層構造と積層構造の LIC の等価直列抵抗は同程度であることを示す。

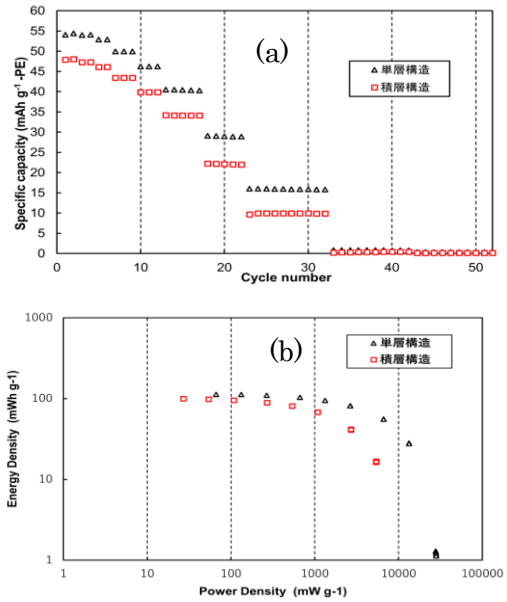


図 2 5000 サイクル後のレート試験結果
(a) 各電流密度での放電比容量、
(b) ラゴーンプロット
Fig. 2. Rate test after 5000 cycles results (a) Specific discharge capacity at each current density (b) Ragone plot

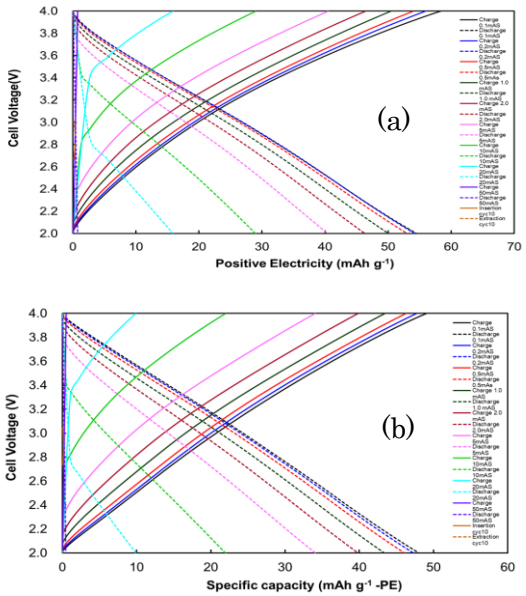


図 3 5000 サイクル後のレート試験結果より得られた充放電中のセル電圧と比容量の関係(a)単層構造、(b) 積層構造
Fig. 3. Relationship between cell voltage and specific capacity during charge/discharge obtained from rate test after 5000 cycles results (a) Single-layer structure, (b) Multilayer structure.

図 5 にサイクル前（0 cycle)、1000、5000 サイクル後の EIS より得られたナイキストプロットを示す。現れる半円の終端の抵抗値は単層構造の Si 負極を用いた LIC では 0 サイクルで抵抗が約 25Ω、1000 サイクルで約 24Ω、5000 サイクルで約 27Ω を示し（図 5(a)）、積層構造の Si 負極を用いた LIC では 0 サイクルで約 18Ω、1000 サイクルで 19Ω、5000 サイクルで 27Ω を示した（図 5(b)）。充放電によって生じる電気化学反応による抵抗成分は最終的には単層構造と積層構造は同程度になったことを示す。

これらの結果より Si 電極の積層構造化に伴う比容量の低下は活物質質量比を同程度にしたことによる正極側（活性炭電極）の厚化による比静電容量の低下であることを示す。正極側の厚化により正極の活物質質量当たりに対して十分な二重層容量が得られなかったことが示唆される。一方で、Si 負極の積層構造による Si 堆積層を厚化は、積層構造内の BC の層が緩衝層の役割を果たし、負極構造の崩壊を防ぎ、容量が安定した Si 負極を得ることができた。

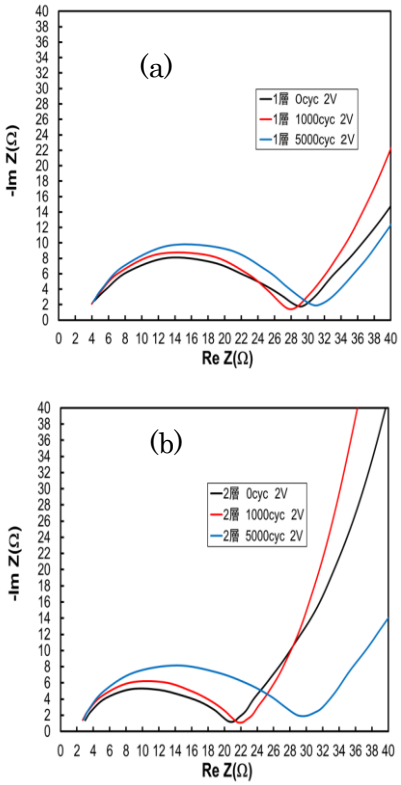


図 4 EIS より得られたナイキストプロット
(a)単層構造、(b) 積層構造
Fig. 4. Nyquist plots obtained from EIS: (a) single-layer structure, (b) multilayer structure.

4. まとめ

本研究では、BC 手法を用いて SI 電極の堆積層の厚化を図った。BC 手法を用いて Si 負極の堆積層を積層構造にすることで、Si 堆積層を厚化しても容量が安定した Si 負極を得ることができた。

謝辞
本研究の一部は JSPS 科研費 23K13319、25H00726 の助成を受けて実施された。

参考文献

(1) Takuya Eguchi, Keiichiro Sawada, Yusuke Abe, Seiji Kumagai, Journal of Power Sources, Volume 580, 1 October 2023, 233407.
(2) 江口卓弥,他,「バインダーコーティング Si 負極によるリチウムイオンキャパシタのサイクル特性向上」令和 7 年度電気学会全国大会 2-056, 2025 年 3 月 18 日

©2026 IEE Japan

異なる炭化温度で作製した桃の種殻由来活性炭を混合した活性炭電極の EDLC 電極としての性能

藤浪　一響*，千葉玲一，江口卓弥（日本大学），
田島大輔（福岡工業大学），熊谷誠治（秋田大学）

Performance of activated carbon electrodes mixed with peach seed shells derived activated carbons prepared at different carbonization temperatures as EDLC electrodes

Kazuki Fujinami*, Reiichi Chiba Takuya Eguchi (Nihon University),
Daisuke Tajima (Fukuoka Institute of Technology), Seiji Kumagai (Akita University)

1. まえがき

現在、世界で SDGs 達成に向けた環境配慮型の研究開発が進められている。福島県は桃の生産量が全国 2 位、消費量が 1 位である一方、桃の種の利用用途は限られている。電気二重層キャパシタ（EDLC: Electric Double-Layer Capacitor）は高い蓄電特性を有し、電極材料として主に活性炭が用いられている [1]。当研究室では桃の種殻由来活性炭を EDLC 電極の活物質への採用を目指している。活性炭作製工程における炭化温度を変えることで活性炭の特性が変化すると報告されている [2]。そこで本研究では、桃の種殻の熱分解温度に基づいて、高温と低温で炭化した炭化物からそれぞれ活性炭を作製し、その EDLC 電極としての性能を評価した。さらに、また、異なる炭化温度で製作した活性炭を混合した電極の特性についても検討した。

2. 実験方法

乾燥させた桃の種を 360℃、700℃で 2 時間それぞれ炭化させた。その後炭化収率を求めたのちに粉砕機を用い粉砕し水酸化カリウムと炭化物を 1：3 の割合で混合させ 24 時間攪拌させた。その後乾燥させ、窒素 200ml/min で 850℃まで 5℃/min で上昇させ、賦活を行った。その後塩酸、精製水を用いて洗浄し、中性まで洗浄を行い、乾燥、計量を行い、桃の種活性炭(PAC: Peach Activa Carbon)を製作した。活性炭 80%, PTFE10%, AB10%の重量比でエタノール入れそれらを練り上げた。異なる炭化温度で製作した活性炭の混合比は 1：1 とした。厚さ 0.3mm 付近まで 2Mph ずつプレスして活性炭シートを得た。得られたシートをΦ12mm の型を用いて打ち抜き脱気を行った。金属メッシュをΦ13mm で打ち抜き、プレス機を用いて 2Mph で約 10 秒程度圧力をかけ、圧着した電極を製作した。本研究では 2 極式 SUS セルを用いて EDLC を製作した。電解液には 8MKOH 水溶液、紙セパレータを使用した。360℃、700℃で炭化した炭化物を使用したセルをそれぞれ PAC360、PAC700 とし、混合した活性炭を使用したセルを PAC360700 とした。EDLC 電極としての性能を評価するために段階的に充放電中の電流密度を変化させるレート試験を実施した。電圧範囲は 0-1V、電流密度は 0.1～50mA/cm^2 の範囲で実施した。

3. 結果

図 1 に、レート試験における各セルの放電時の比容量を示す。それぞれの電極においてサイクル数の上昇に伴い比容量が低下する傾向であった。PAC700 は PAC360 と比較すると各サイクルにおいて高い比容量を示した。PAC360 及び PAC700 を 1:1 で混合した電極は、初期サイクル、高サイクルともに最も高い比容量を示した。PAC360、PAC700、PAC360700 の電極のかさ密度はそれぞれ 0.691、0.934、0.579、g/cm^{3}であった。混合することで電極のかさ密度に影響を与えたことが混合電極のレート性能の向上に関連すると考えられる。

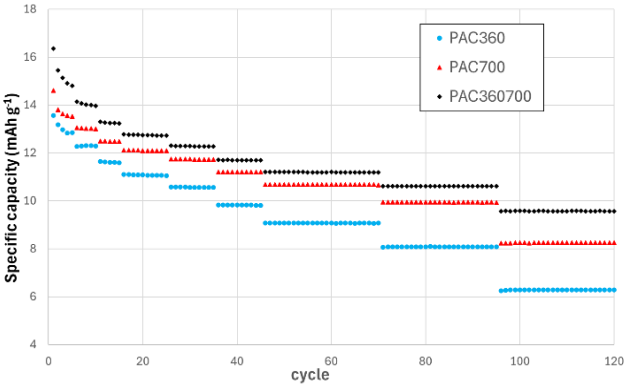


図 1.　放電時比容量試験結果

4. まとめ

本研究では、異なる炭化温度で作製した桃の種殻由来活性炭を混合した活性炭を EDLC 電極に適用し、電極特性を評価した。その結果、炭化温度を変えた桃の種殻由来活性炭を用いた EDLC 電極の特性が異なることがわかった。また、異なる活性炭を混合することで元の活性炭電極の性能を上回る活性炭電極ができる可能性を示した。

5. 参考文献

[1] Jae Muk Lim, et RSC *Nanoscale Advances* 2023, 5, 615-626
[2] T. Eguchi, D. Tashima, M. Fukuma and S. Kumagai, *J. Clean. Prod.*, 2020, **259**, 120822,

©2026 IEE Japan

交流インピーダンス法と等価回路を用いた輸率算出における PCEC の温度依存性解析

守屋　昇樹*，辻 健太郎，直井 和久，塩野 光弘，吉川 将洋（日本大学）

Analysis of Temperature Dependence of PCEC in Transport Number Calculation Using The EIS Method and Equivalent Circuit

Shoki Moriya, Kentaro Tsuji, Kazuhisa Naoi, Mitsuhiro Shiono, Masahiro Yoshikawa (Nihon University)

１．まえがき

現在、脱炭素社会の実現に向け,再生可能エネルギーへの期待が高まっている。しかしながら再生可能エネルギーは不安定な電源であるため電力貯蔵技術の開発も同時に必要となっている。そこで、高い変換効率を持ち、発電過程でCO_2は排出せず、余剰電力や不安定な電力を水の電解により、水素として貯蔵し、貯蔵した水素から発電できるリバーシブル動作が可能な高温型燃料電池が注目されている。

次世代型の燃料電池として期待されているプロトン伝導形燃料電池/水蒸気電解セル(PCFC/EC)は、従来型の固体酸化物形燃料電池に比べ、高効率かつ低温動作による低コスト化が可能であり、その開発が進められている[1]。

PCFC/EC は開発段階であり、内部短絡に起因するリーク電流によるエネルギー効率及び出力の低下が課題となっている。本研究では、PCFC/EC の性能決定要因を分離評価する手法の確立を目標にボタンセルを用いた性能解析を行ってきた。また、PCFC と PCEC は同じ仕様のセルであっても発電時と電解時では電気化学反応が逆となり、PCEC では PCFC では見られない誘導性挙動が表れるため、異なる評価手法が必要である。

そこで本論文では PCEC の等価回路モデルを用いて輸率を算出し、OCV(open circuit voltage)時および EC 動作時における輸率のガス分圧依存性および温度依存性について評価を行い、その結果を報告する。

２．　実験方法

PCEC セルにはパナソニック製の外径 φ20mm の燃料極支持型ボタンセルを用い、有効電極面積は 0.785cm^2 である。セルの構成材料は空気極に LBC-BZYb、燃料極に Ni-BZYb、電解質に BCZYYb/BZYb の二層構造を採用した。セル特性のガス分圧依存性、温度依存性を電極や電解質成分に抵抗分離評価するため、電気化学測定法の 1 つである、交流インピーダンス法(以下 EIS 法)を用いてナイキストスペクトルを取得した。得られたデータは別途検討により導出した等価回路を適用し、複素非線形最小二乗法によるフィッティングソフト ZView を用いて解析した。その解析結果から、オーミック抵抗と過電圧抵抗を算出し、全電流に対して特定のイオンが担う電流の割合を示す輸率を求めた。これにより、リーク電流を考慮した評価が可能となる[2]。

EC 動作時における輸率の算出方法は以下の式を用いた[3]。

$$t = \frac{(R_{ir} + R_p)(V_{out} - R_{ir}I_{ex})}{R_{ir}E_0 + R_pV_{out}} \quad (1)$$

$$t_{ocv} = \frac{(R_{ir} + R_p)V_{out}}{R_{ir}E_0 + R_pV_{out}} \quad (2)$$

ここで、t：電解時の輸率、t_{OCV}：OCV 時の輸率、R_{ir}：オーミック抵抗、R_p：過電圧抵抗、V_{out}：出力電圧、I_{ex}：外部電流、E_0：理論起電力である。

今回の解析で用いた等価回路を図 1 に示す。図中の CPE はキャパシタンス素子、CPEL はインダクタンス素子、*Rir* 素子はオーミック抵抗を示す。また、*R1+R2+R3* は過電圧抵抗に相当すると仮定した。なお、この等価回路は PCEC の電気的挙動を再現することを目的とした模擬的なモデルである。

ナイキストプロットにおいて観測される半円はつぶれた形状で現れることが多い。これは、電極表面の不均一性や表面の粗さに起因する。そのため、CPE(Constant Phase Element)素子を用いて等価回路を構成した。CPE のインピーダンス Z_{CPE}は CPE 定数T_{CPE}と CPE 指数 p により、次式で表される。

$$Z_{CPE} = \frac{1}{(j\omega)^p T_{CPE}} \quad (3)$$

式(3)において p は 0～1 の値をとる。p=1 の場合、Z_{CPE}はコンデンサ C のインピーダンスと同形となり、T_{CPE}は静電容量 C に相当する。

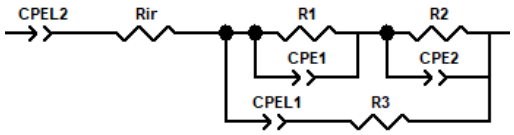


図 1　推定した PCEC の等価回路

Fig1. Equivalent circuit of the estimated PCEC

©2026 IEE Japan

３．結果と考察

図２に 600℃における t、t_{OCV}の各ガス分圧依存性を示す。横軸はガス分圧、縦軸は輸率であり、t は電解時の輸率、t_{OCV}は OCV 時の輸率をそれぞれ表す。

酸素分圧の増加により、t、t_{OCV}は共に減少し、空気極側水蒸気分圧の増加により、両者は増加した。一方、水素分圧、燃料極側水蒸気分圧に対してはいずれも顕著な変化はみられなかった。以上より、PCEC 動作時の輸率は OCV 時と同様のガス分圧依存性を示した。また、すべてのガス条件においてtはt_{OCV}より小さいため、EC 動作時は OCV 時よりもリーク電流が増大する傾向が確認された。

図３に 650℃における t、t_{OCV}の各分圧依存性を示す。全体として輸率は 600℃の場合と比較して低下しており、温度上昇に伴いリーク電流が増大することが示唆された。また、すべてのガス条件において t はt_{OCV}よりも小さい値を示したものの、その差は 600℃の場合と比較して小さくなっており、OCV 時と EC 動作時におけるリーク電流の差が小さくなる傾向が確認された。

650℃において輸率が 600℃の場合と比較して低下した要因として，温度上昇に伴う電解質および電極界面における電子伝導成分の増加が考えられる。PCEC に用いられるプロトン伝導性電解質では、高温化によりプロトン伝導度が向上する一方で、熱励起による電子・正孔伝導の寄与も増大することが知られている。この結果、全電流に占めるプロトン電流の割合が低下し、見かけの輸率が減少したものと考えられる。

４．まとめ

本稿では PCEC ボタンセルを用いて、等価回路解析により輸率を算出し、セル特性のガス分圧依存性及び、温度依存性について検討を行った。

その結果、EC 動作時の輸率は OCV 時と同様のガス分圧依存性を示すことが明らかとなった。一方、すべての条件において EC 動作時の輸率は OCV 時より小さく、電解動作時にはリーク電流が増大する傾向が確認された。また、温度上昇に伴い輸率は低下し、リーク電流が増大するとともに、OCV 時と EC 動作時の輸率差は縮小することが分かった。

謝辞：この成果は国立研究開発法人新エネルギー・産業 技術総合開発機構(NEDO)の委託業務(JPNP20003)の中でパナソニック HD 殿との共同実施で得られた成果です。関係各位に感謝いたします。

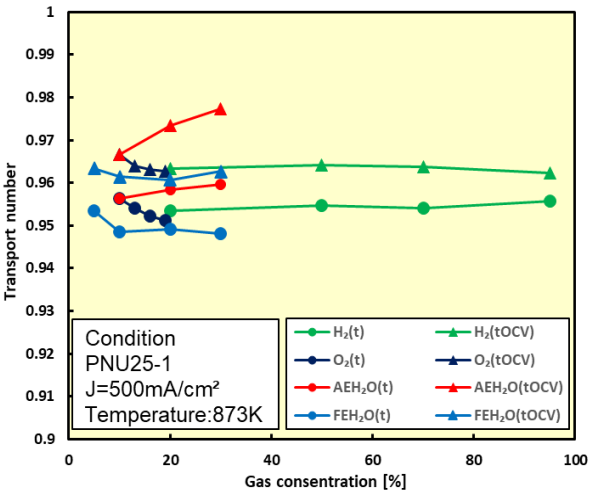


図２　600℃における t、t_{OCV}のガス分圧依存性

Fig2. Partial pressure dependence of t and t_{OCV} at 600°C

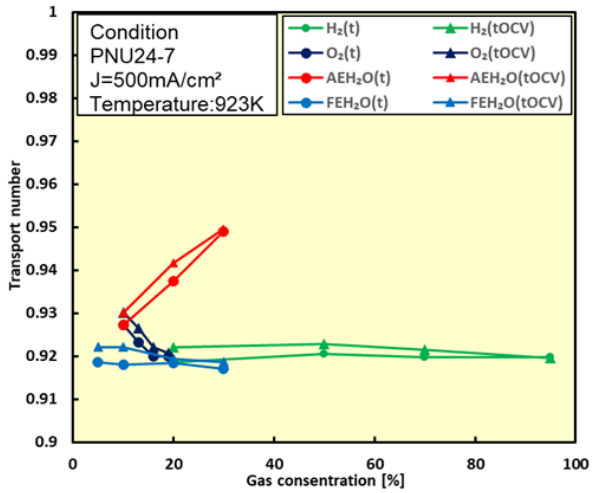


図３　650℃における t、t_{OCV}のガス分圧依存性

Fig3. Partial pressure dependence of t and t_{OCV} at 650°C

参考文献

(1) 雨澤浩史:「プロトン伝導セラミック電解セル(PCEC)の実用化に向けた取り組み」，第 34 回 SOFC 研究発表会要旨集 pp.25-26(第 34 回 SOFC 研究発表会 2025)

(2) 大西崇之,宇田哲也:「プロトン・ホール混合伝導性電解質における酸素ポテンシャル分布の計算と実セルの評価方法への応用」，*Electrochemistry*, 87 巻, 3 号, pp.162-173(2019)

(3) M. Yoshikawa, K. Tsuji, “Evaluation of the Impact of FC/EC Reversible Operation on the Durability of Protonic Ceramic Fuel Cells”, *J. Electrochem. Soc.*, in press. https://doi.org/10.1149/1945-7111/ae2d9f

©2026 IEE Japan

水力発電所における冷却設備の異種金属接触腐食事例

中山 真斗*，善甫 遼，龍岡 照久（東京電力ホールディングス）
高見沢 勇太，伊東 孝晃（東京電力リニューアブルパワー）

Galvanic Corrosion Cases in Cooling Systems of Hydroelectric Power Plants

Masato.Nakayama, Ryo.Zenpo, Teruhisa.Tatsuoka (Tokyo Electric Power Company Holdings,Inc.)
Yuta.Takamizawa, Taka-aki.Ito (TEPCO Renewable Power,Inc.)

１．まえがき

水力発電設備の配管や弁類は、発電機や軸受などに冷却水を供給する重要な役割を担っており、運用上不可欠である。一方で、冷却水に含まれる溶存酸素、微量塩分は、配管・弁内面に局所的な腐食減肉を引き起こす場合がある。こうした損傷は、漏水・浸水を引き起こす可能性があり、発電所停止に至るリスクが懸念されている。

本報告では、東京電力リニューアブルパワーが所有している水力発電設備の腐食事象及び、検討中の予防対策について紹介し、日本国内の設備安全性向上に貢献する。

２．事例紹介

本事象は、水圧鉄管の最下部に接続された軸受冷却水用予備弁（材質：鋳鉄）で、異種金属接触腐食による局所的な腐食減肉が進行し、弁胴が破損したものである(図 1 参照)。

損傷した弁内部の外観観察結果を図 2 に示す。漏水部付近との残存肉厚は、元々の肉厚に対して、10mm 程度の減肉であった。またステンレス鋼製弁座輪の接触部及び、ステンレス鋼製配管同士の接続部では、15mm 程度の減肉がみられ、著しい腐食減肉が発生していた。これらの外観観察結果と、ステンレス鋼と鋳鉄の自然電位の差が 50mV 以上であることから、本事象の発生原因は、異種金属接触腐食による腐食減肉であることがわかった。

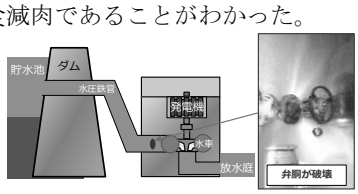


図 1 異種金属接触腐食による水力発電所の腐食事象
Fig.1. Flooding Incident at a Hydroelectric Power Plant Caused by Galvanic Corrosion

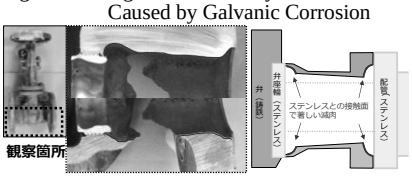


図 2 損傷弁胴の断面写真及び減肉分布のイメージ図
Fig.2. Cross-sectional Photograph of the Damaged Valve and Image of Wall Thinning Distribution

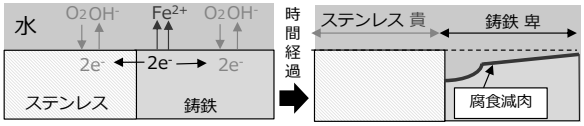


図 3 異種金属接触腐食のイメージ図（ステンレス鋼-鋳鉄）
Fig.3. Image of Galvanic Corrosion (Stainless Steel–Cast Iron)

３．メカニズムと対策

図 3 にステンレス鋼-鋳鉄における異種金属接触腐食の原理を示す。異種金属接触腐食とは、異なる二種類の金属が接触した状態で、腐食環境下に晒されると、卑な金属の腐食が促進される現象である。本事象の腐食原理は、ステンレス鋼がカソードとして作用し、ステンレス鋼表面で生じる還元反応に対応する鋳鉄のアノード溶解が、鋳鉄単独の腐食に比べて促進され、局所減肉が発生したと考えられる。さらに、カソード側の表面積が大きいほど酸素の捕捉量が多くなるため、鋳鉄の腐食速度がより加速されたと推察される。異種金属接触腐食の面積比による腐食加速率は、海水中でステンレス鋼（SUS316）と軟鋼の表面積比を 10:1 とした場合、腐食速度が軟鋼単体と比べて約 7 倍に達すると報告されており、腐食評価を行う上で重要な指標である[1)]。また、異種金属接触腐食が発生する電位差は、50mV 以上とされており、これも腐食評価を行う上で重要な指標である[2)]。

本事象の防止策は、次の方法を検討中である。

① 電位差の小さい金属材質の組み合わせ
② 接触部の絶縁処理（絶縁性ガスケットや絶縁ボルトの使用）
③ 異種金属同士の表面積比の調整

４．まとめ

水力発電所で発生した異種金属腐食の事例を紹介した。今後の方針として、異種金属接触腐食のメカニズムを考慮した防食対策の導入を進めている。

文　献

(1) 川本 輝明：防食技術,33,478-479(1984)

(2) 酒井 康行,「空調設備の腐食と防食」,16p(1996)

©2026 IEE Japan

梁振動型電磁発電機の低周波・広帯域化の検討

野原　凱人[1]、　青木　英恵[1]、　藪上　信[1]、　小堀 清道[2]、　勝村 英則[3]
([1]東北大学、[2]中央発條株式会社、[3]合同会社　かちクリエイト)

Low-Frequency and Broadband Operation of a Beam Vibration-based Electromagnetic Generator

Kaito Nohara[1], Hanae Aoki[1], Shin Yabukami[1], Kiyomichi Kobori, Hidenori Katsumura[3]
([1]Tohoku University, [2]Chuo Spring Co.,Ltd., , [3]Kachi-Create LLC)

１．背景

近年 IoT 機器の普及に伴い、ワイヤレスセンサ等の無給自立発電として振動発電が通目されている。センサ給電電力は数 100μW～数 mW 程度必要とされているが、環境中の数 Hz 帯で mW の高出力な振動発電機は実現が出来ていないのが現状である。そこで、本研究では、電磁誘導型の梁振動型電磁発電機を提案する。梁の振子運動の原理に基づき、共振点の低周波化を目指した梁設計の最適化を行った。具体的には、約 5～20 Hz の低周波広帯域において、低加速度の微弱な揺れからも効率的に発電可能な振動発電機の開発を目的とし、梁が低周波・広帯域発電特性に与える影響と外部振動の加速度が発電特性に与える影響を評価した。

２．実験方法

図 1 に振動発電機の写真を示す。本装置は、主に梁、コイルと軟磁性コア、永久磁石、バックヨークで構成される。ばね振動する非磁性梁の自由端にコイルを巻いた軟磁性コアを配置し、向かいの永久磁石との間を振動させることで、コイルに誘導起電力を発生させる。磁石の裏側にはバックヨークを設置し、磁束漏れを防ぎ、誘導起電力の最大化を図った。材質による帯域幅を評価するために、下記の①～③の実験を行った。

① 梁の厚さが発電量に与える効果: 厚さ 2 mm と 3 mm のポリカーボネート(PC)梁を用い、加速度 1G、掃引周波数 15～45 Hz の範囲で共振周波数と最大起電圧を測定した。

② 共振周波数と最大起電圧の加速度依存性: 加速度を 1.96, 2.94, 4.9, および、9.8 m/s^{2}に変化させ、掃引周波数 15～25 Hz の振動条件において振動発電機による起電圧を測定し、共振周波数と最大起電圧を求める。

③ 帯域幅の梁材質依存性の評価: 厚さ 0.5 mm の炭素繊維強化プラスチック(CFRP)梁で 8.5～12.5 Hz の範囲で周波数掃引測定を行い、PC 梁を用いた時の半値幅を比較する。最大供給電力を評価するため、起電圧は、コイルの内部抵抗と等しい 365 Ω の抵抗を振動発電機に接続して測定した。

３．実験結果

図 2 に厚さ 2 および 3 mm の梁ぞれぞれの起電圧の周波数依存性を示す。2 および 3 mm の梁はそれぞれ 19.7 Hz, 36.2 Hz で共振し、最大起電圧はそれぞれ 2.4 V および 1.9 V であった。薄い梁のほうが、共振周波数は低くなり、最大起電圧は大きくなった。単振動の系の理論式では共振周波数と梁の厚みは比例関係にあるが、今回、2mm 厚の梁は、3mm 厚の場合の 2/3 倍より低い周波数で共振した。これは、PC の材質が線形にひずむ領域が狭く、非線形な変形により共振周波数が低周波側にシフトしたためと考えられる。梁の共振周波数は常に 20Hz であり、加速度の増加とともに最大起電圧は線形に増加した。0.2 G の微弱な揺れからも、約 0.7～1 V の起電圧を観測した。最大起電圧のピークの半値幅は、PC 梁の場合で最大 1.2 Hz、CFRP 梁の場合で最大 2 Hz となった。以上の結果から、材質の検討を行うことでさらに低周波化・広帯域化が期待できることが分かった。

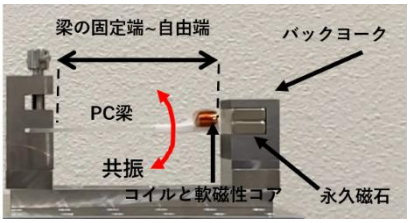


図 1　梁振動型電磁発電機の構成と発電原理
Figure 1 Configuration and Working Principle of the Beam Vibration-based Electromagnetic Generator.

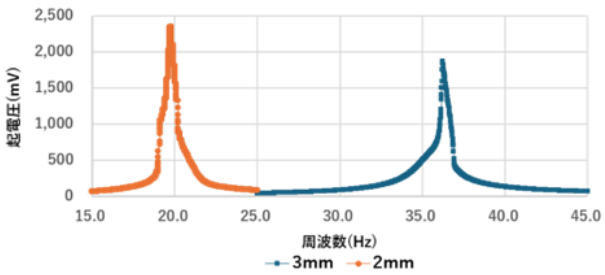


図 2　厚みの異なる PC 梁の振動発電機の起電圧の周波数依存性
Figure 2　Frequency Dependence of Output Voltage for PC Beam Vibration Energy Harvesters with Different Thicknesses.

©2026 IEE Japan

植物微生物燃料電池の出力特性と積層方法

亀岡　優花*，石飛　学（奈良高専）

Output characteristics and configuration method of Plant Microbial Fuel Cell

Yuka Kameoka, Manabu Ishitobi (National Institute of Technology, Nara College)

１．まえがき

2008 年，Wageningen 大学の Strik 氏[1]らによって提案された植物微生物燃料電池（PMFC：Plant Microbial Fuel Cell）は，植物が生育している環境であれば発電可能な新しいエネルギーハーベスティング技術として注目されている[1]。現在，発電菌の生態や電極上に形成されるバイオフィルムについて解明が進む一方，環境によって出力特性が大きく変動するため，電気的な性能評価が困難であり，発電システムとしての検討があまり進んでいない。

そこで本研究では，セル構造を単純化した実験系を構築し，得られた出力特性から PMFC のモデリングを試みている。また，発電能力の向上を目的としたセルの積層方法についても検討している。

２．植物微生物発電システム

図 1 に PMFC の基本原理を示す。植物の根から放出される有機酸を取り込んで発電菌（Geobacter 属や Shewanella 属の細菌）が嫌気呼吸し，周囲の金属（PMFC の場合，アノード電極）に電子を，土壌中にオキソニウムイオン（H3O+）を排出する。これらの電子とプロトンは，電位の勾配によってカソード電極へ運ばれ，電極表面の酸素と結合して水が生成される。この一連の反応により，負荷へ電力が供給される[2]。

３．PMFC の出力特性と等価回路

PMFC を模擬した実験系を図 2 に示す。ここで，容器にはビーカーを用い，グラファイトフェルト（GF）によるアノード・カソード電極を水田土壌（Geobacter 属細菌が好む環境）に沈め，出力端に可変抵抗器 R_o を接続している。また，ディジタルマルチメータで出力電圧 V_o を測定し，出力電流 I_o は測定電圧から算出している。また，植物を用いると有機酸の量を正確に制御することが困難であるため，植物を取り除き，土壌に蓄えられている養分で実験している。

図 3 に，負荷抵抗 R_o を 10 kΩ→100 Ω→10 kΩ（連続 3 セット）と変化させた際の模擬 PMFC における I-V 特性および出力抵抗特性を示す。なお，出力抵抗 R_{cell} は図 4 に示す等価回路から算出している。図 3 より模擬 PMFC の開放電圧である起電力 E が 0.6V となっており，実験環境が変化しても同様の値を示すことがわかっている。また，実験条件の影響が出力抵抗 R_{cell} に現れることもわかる。

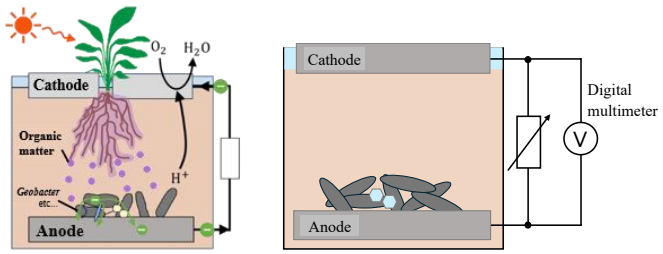


Fig.1 Overview of PMFC　　Fig.2 Experimental environment

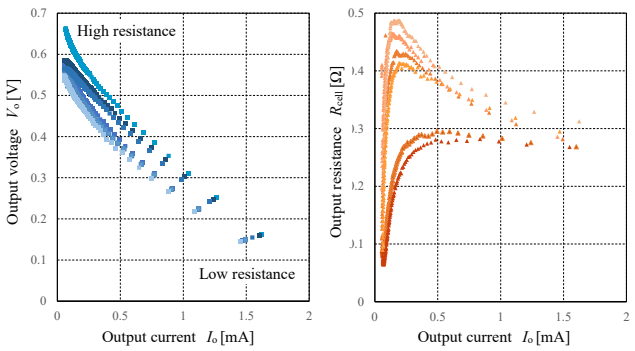


Fig.3 Output characteristics of PMFC

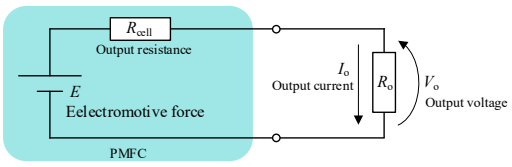


Fig.4 Equivalent circuit of PMFC

図 3 のデータをもとに，セルの等価回路を並列および直列接続して計算（Altair 社製 PSIM を使用）したところ，電力整合の有無にかかわらず並列接続した方に大きな出力電力が得られた。これは，接続後の実行出力抵抗に依存することが確認できている。

４．まとめ

発電菌の状態を含む環境要素と起電力の関係が明らかになり，PMFC の単セル等価回路を生成できた。また，並列接続の方が電力を得やすいことがわかった。この結果を基に，現在，回路システムとしての検討を進めている。

文　献

(1)D. P. B. T. B. Strik・H. V. M. H.・J. F. H. Snel・C. J. N. Buisman : Int. J. Energy Res., 32, No.9, 870～876 (2008)
(2)G. V. Murugesu・S. N. Khalid・H. Shareef : IEEE Access, 10, 128022～128045 (2022)

©2026 IEE Japan

青色有機薄膜太陽電池の透過光スペクトルが オイル産生藻類の培養に与える影響について

小口　隼人*　　渡邊　康之（公立諏訪東京理科大学）
平野　篤（東京電力ホールディングス株式会社）
廣井　英幸　　堀川　豊　　三角　久（株式会社関電工）

Effect of Transmitted Light Spectrum of Blue Organic Photovoltaic on the Cultivation of Oil-Producing Algae

Hayato Koguchi, Yasuyuki Watanabe (Suwa University of Science)
Atsushi Hirano (Tokyo Electric Power Company Holdings)
Hideyuki Hiroi, Yutaka Horikawa, Hisashi Misumi (Kandenko)

１．はじめに

微細藻類は光合成により CO_2を有機物へ変換し，オイルを多く含む種では乾燥重量の 50%以上がオイルとなるため，次世代航空燃料の原料としても期待されている[1]。一方，生産時に多大なエネルギーを要することから，エネルギー収支の改善が課題である[2]。有機薄膜太陽電池（以下 OPV）は，材料の組成により吸収波長を自在に設計できる波長選択性を有する。光合成で利用する波長の光を透過し，それ以外の波長の光を発電に利用する“ソーラーマッチング”への応用が期待されており，エネルギー収支改善に資する技術として有望である[3]。図 1 に藻類培養におけるソーラーマッチングのイメージを示す。

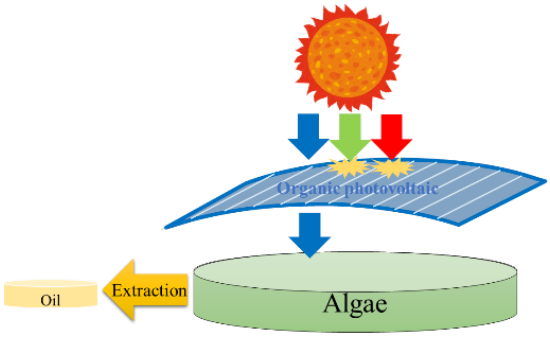


図 1 藻類培養における
ソーラーマッチングのイメージ

Fig.1. Solar matching in algae cultivation

微細藻類の一般的な光合成色素であるクロロフィル a・b は，青色と赤色波長域にピークを有する。青色 OPV は青色光に加え赤色光も一定程度透過することから，本実験では青色 OPV を用いることとし，青色 OPV の透過光スペクトルがオイル産生藻類 *Botryococcus terribilis* TEPMO-26 株の増殖に与える影響を評価した。なお，珪藻培養では青色 OPV 使用時に増殖低下が見られないことが報告されている[4]。

２．実験方法

青色 OPV の発電特性は，太陽光下で BLEI-V カーブトレーサーを用いて測定した。スペクトル分布は携帯分光放射計（MS-720，英弘精機）を用いて測定した。図 2 に屋内で実施した本実験の様子（左），将来的にイメージする屋外培養の様子（右）を示す。

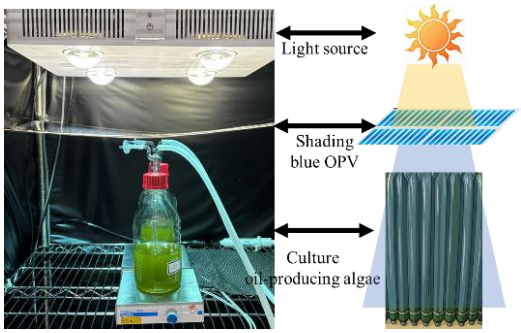


図 2 屋内で実施した本実験の様子（左），
将来的にイメージする屋外培養の様子（右）

Fig.2. Scene from this experiment conducted indoors (left), scene envisioned for future outdoor cultivation (right)

Reference を疑似太陽光 LED 直達光での培養とし，Transmitted light of blue OPV を同 LED 下 96mm の位置に設置した青色 OPV の透過光での培養とした。Reference，Transmitted light of blue OPV 共に光量は光源出力の制約から，冬季晴天時の午後（14:50 測定）に実測された青色 OPV

©2026 IEE Japan

透過光に相当する光合成光量子束密度（以下 PPFD）80μmol m^{-2} s^{-1}とした。培地には 1000 倍希釈改変 KW-21 培地を用い，培養液量 500mL，初期藻体濃度 1.1dry-g L^{-1}，24 時間連続照射，200rpm 撹拌条件下で 10 日間培養した。培養開始後 5 日目と 10 日目にそれぞれ培養液量 10mL をサンプリングし，ガラス濾紙でろ過後，80℃で 24 時間乾燥し，藻体濃度を求めた。その変化より増殖速度を算出した。

３．実験結果および考察

＜3・1＞青色 OPV の評価

青色 OPV の発電特性を測定した結果，開放電圧 Voc は 16.8V，短絡電流 Isc は 0.860A となった。最大出力 Pm は 6.52W であり，変換効率 η は 2.77%と算出された．図 3 に Reference と Transmitted light of blue OPV 条件下のスペクトル分布を示す。

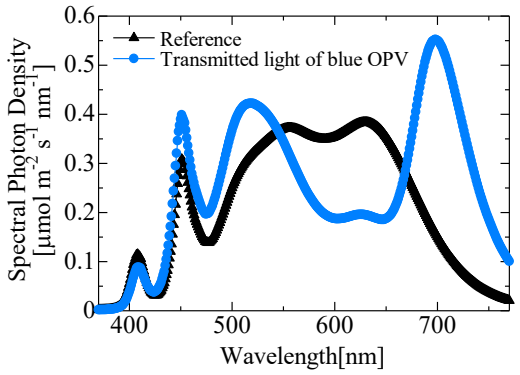


図 3 Reference と Transmitted light of blue OPV 条件下のスペクトル分布

Fig.3. Spectra of Reference and transmitted light of blue OPV

＜3・2＞培養実験

表 1 に Reference と Transmitted light of blue OPV の条件で測定された増殖速度（2 反復平均）と相対増殖速度を示す。増殖速度は Reference で 0.046g $L^{-1}day^{-1}$，Transmitted light of blue OPV では 0.064g $L^{-1}day^{-1}$であった。Reference を基準（100%）とした Transmitted light of blue OPV の相対増殖速度は 139%であった。増殖速度の向上は，スペクトル変化によるもので，特に青色光波長域の寄与が示唆された。図 3 より Reference と比較すると，Transmitted light of blue OPV では青色波長域(400~500nm)の光量子束密度（以下 PFD）が 31.5% 増加し，緑色(500~600nm)および赤色波長域(600~700nm)の PFD はそれぞれ 5.8%，11.4%減少した。*Botryococcus* は，青色波長域および赤色波長域を主に吸収するクロロフィル a・b に加え，青色波長域(440~500 nm)を主に吸収するカロテノイドを含有しており，吸収した光エネルギーをクロロフィルへ伝達する補助色素として機能する。したがって，Transmitted light of blue OPV における青色波長域の PFD の相対的増加は，クロロフィルによる直接吸収に加え，カロテノイドを介した補助的な光捕集を通じて，光合成反応のエネルギー利用効率を向上させた可能性がある。

表 1 Reference と Transmitted light of blue OPV の条件で測定された増殖速度（2 反復平均）と相対増殖速度

Table 1. Growth (mean of 2 replicates) and relative growth rate measured reference and transmitted light of blue OPV

	Growth[g $L^{-1}day^{-1}$]	[%]
Reference	0.046	100
Transmitted light of blue OPV	0.064	139

4. 結論

本実験では，青色 OPV の透過光スペクトルが，オイル産生藻類 *Botryococcus terribilis* TEPMO-26 株の増殖に与える影響を検討した。PPFD を揃えた条件下で培養を行った結果，Transmitted light of blue OPV では Reference に対して相対増殖速度が 139%に向上した。この向上は，青色 OPV 透過光特有の青色波長域が増加するスペクトル分布に起因すると考えられた。本結果は，青色 OPV の透過光スペクトル分布が藻類培養に有効である可能性を示唆するものであった。こうした有効性を活かし，青色 OPV 透過による光強度の低下を補うような活用法を検討することが，今後の課題である。

文　献

(1)Nirupama Mallick, Sourav K. Bagchi, Shankha Koley and Akhilesh K. Singh : “Progress and Challenges in Microalgal Biodiesel Production”, frontiers in Microbiology, Vol.7, pp.1-11 (2016)
(2)Laurent Lardon, Arnaud Helias, Bruno Sialve, Jean-Philippe Steyer, and Olivier Bernard : “Life-Cycle Assessment of Biodiesel Production from Microalgae”, ENVIRONMENTAL SCIENCE & TECHNOLOGY, Vol.43, No.17 pp.6475-6481 (2009)
(3)細川和也，成立州，谷内利明，平田陽一，渡邊康之 : ソーラーマッチングハウスの発電特性と発電量推定，Jornal of Japan Solar Energy Society, Vol.45, No.1 pp.101-109 (2019)
(4)二木達郎，西村恭彦，渡邊康之 :「光透過型有機薄膜太陽電池を用いたオイル産生藻類培養の検討」，日本太陽エネルギー学会講演論文集, pp.249-252 (2023)

©2026 IEE Japan

超音波ワイヤレス電力伝送の指向性向上

山口大地＊，李　寧，新海　健　（東京工科大学）

Improving the Directivity of Ultrasonic Wireless Power Transmission

Daichi Yamaguchi, Ning Li, Takeshi Shinkai (Tokyo university of technology)

１．まえがき

近年、磁気共鳴方式、電波方式などワイヤレス電力伝送技術の開発が進んでいる。これらの方式では、海中や人体中など電解質中での減衰、周辺電子機器への影響、高電界・磁界環境下での伝送特性の変化、金属筐体内部のセンサなどへの給電が難しい、等の問題がある。これらの課題に対し超音波を用いたワイヤレス電力伝送が注目されている(1)(2)。しかし、空気中で超音波は拡散・減衰しやすく、伝送効率を上げるために指向性を向上することが必要である。

本研究では、市販のセンサ用開放型トランデューサを用い、指向性の測定を行った。また、2 種類のホーンを適用し、指向性の改善について検討を行った結果について報告する。

２．実験装置

図 1 に実験のセットアップを示す。トランスデューサは直径 φ14 の市販品を用いた。40kHz、40V 程度の電圧で駆動した。受信器の負荷は 1kΩである。送信器と受信器の距離は250㎜一定敏、受信器を動かして受信電力を測定した。実験に用いた 2 種類のホーンの形状を図 2 に示す。ホーン 1 はテーパー角度 9 度、ホーン 2 は 5 度である。ともに、100 μm のポリエステルシートを用いた。

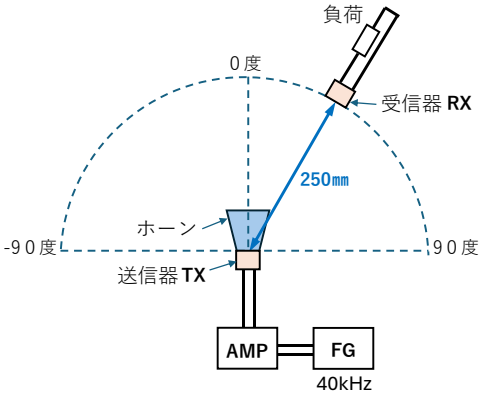


図 1　実験装置

Fig.1. Experimental Setup

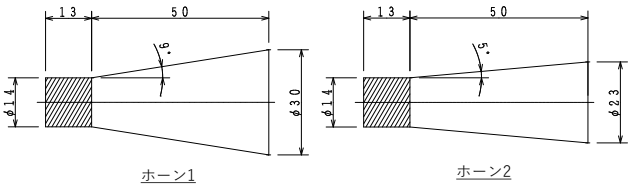


図 2　ホーンの形状

Fig.2. Geometry of Horns

３．実験結果

受信パワーの測定結果を図3に示す。ホーンなしに比べ、ホーン 1 では指向性が向上し、受信パワーも大きくなっている。一方、ホーン 2 では、テーパー角度が小さいにも関わらずホーン 1 ほど指向性の向上が見られなかった。ホーンに薄い樹脂素材を用いたため振動吸収の影響の可能性がある。また、表 1 に各条件の指向性を示した。指向性は正面最大強度に対し-3dBm となる角度を示している。

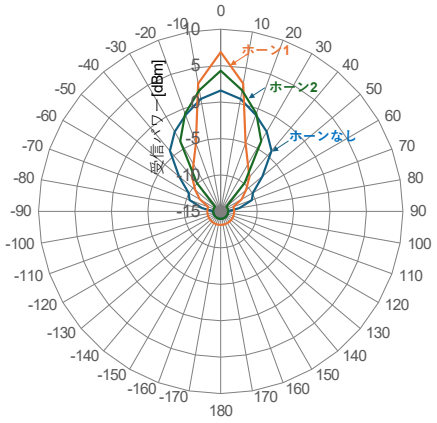


図 3　受信パワーの分布違い

Fig.3. Received Power Distribution

表 1　指向性の比較

Table 1. Directionality Comparison

	ホーンなし	ホーン1	ホーン2
指向性[°]	46.8	14.8	24.4

4．まとめ

ホーンを使用することで指向性と正面の受信強度を大幅に向上することができる。今後は、ホーンの詳細な音響設計を行うとともに、素材種類や強度の影響、周波数の影響についても検討する。

文　献

(1)佐々木俊輔・渡部秀亮・小池正記 電気・情報関連学会中国支部連合大会講演論文集 R22-03-05 (2022)

(2)石山俊彦：釧路工業高等専門学校紀要，No.41,pp47-51(2007)

©2026 IEE Japan

超音波ワイヤレス電力伝送の液体中伝送特性

羽川大輝*，李　寧，新海　健　（東京工科大学）

Ultrasonic Wireless Power Transmission Characteristics in Liquids

Taiki Hagawa, Ning Li, Takeshi Shinkai (Tokyo university of technology)

１．まえがき

ワイヤレス電力伝送技術としては、磁気共鳴方式・電波方式などが広く検討されている。海水中や人体では電気伝導率が高いため電磁波の減衰が大きいという問題がある。一方、超音波を用いたワイヤレス電力伝送は、電解質中でも減衰が小さいことから、有望な方式として注目されている[(1)(2)]。

本研究では、振動子を筐体に納め液体中でも使用可能な密閉型トランスデューサと、比較のために振動子と媒質が直接に接する開放型トランスデューサを用い、空気中と液体中の伝送特性を調査した。液体としては、海水とシリコンオイルを用いた。シリコンオイルは、絶縁機器内部のセンサへの給電などを想定したものである。

２．実験方法

空気中、海水(3.5%食塩水)中、シリコンオイル中の超音波の伝送特性を評価した。図 I のように送信用と受信用のトランスデューサを同一軸上で対向させ、間隔を変化させて超音波を伝送した。密閉型、開放型は、それぞれ直径φ16、φ15 と同程度の大きさで、定格周波数はともに 40kHz の市販品を使用した。負荷は 1 k Ω とし受信電力を求めた。送信機は 40V 程度で駆動している。

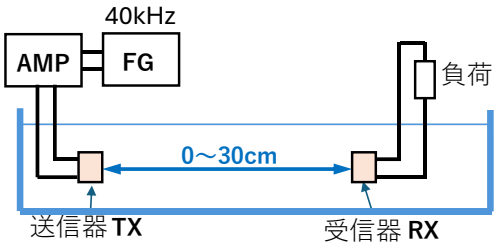


図 1　実験装置

Fig.1. Experimental setup

３．実験結果

密閉型の結果を図 2 に、開放型の結果を図 3 に示す。受信電力は、送信器・受信器の間隔 1 ㎝の値を基準に dB 表示としている。密閉型・開放型ともに、空気中では、距離の増加とともに受信パワーが大きく低下しているのに対し、液体中では相対的に減衰が小さくなっている。海水やシリコンオイルでは、空気に比べて超音波の拡散や吸収が少ないことによると考えられる。

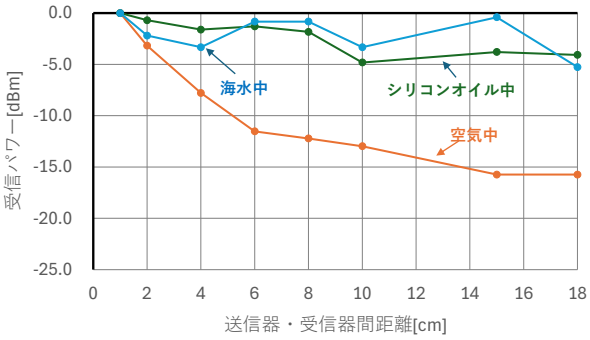


図 2　超音波の減衰特性（密閉型トランスデューサ）

Fig.2. Attenuation characteristics (close type)

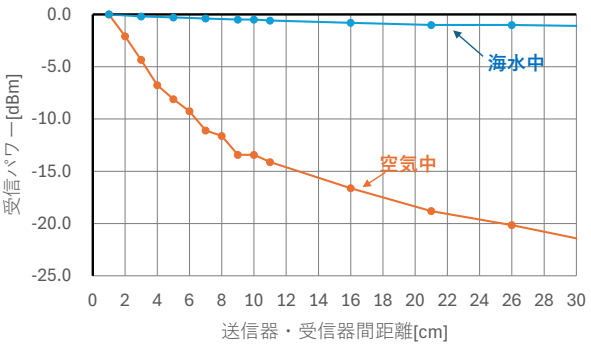


図 3　超音波の減衰特性（開放型トランスデューサ）

Fig.3. Attenuation characteristics (open type)

海水とシリコンオイルの差異は小さい。液体中で距離の増加に対して単調減少にならないのは、波長が長いため定在波が影響している可能性がある。

4．まとめ

密閉型トランデューサおよび解放型トランデューサを用い、空気中、海水中、シリコンオイル中の各媒質において、超音波の減衰特性を測定した。この結果、海水中およびシリコンオイル中で超音波の減衰は相対的に小さく、超音波によるワイヤレス電力伝送が有望であることがわかった。

文　献

(1)佐々木俊輔・渡部秀亮・小池正記 電気・情報関連学会中国支部連合大会講演論文集 R22-03-05 (2022)

(2)石山俊彦：釧路工業高等専門学校紀要，No.41,pp47-51(2007)

©2026 IEE Japan

グリーン水素設備の最適容量およびコスト導出

葛西　莉緒*，天雨　徹　（東京都市大学），
高山　大輝（株式会社タツノ），
前田　崇夫，三宅　聡，松野　健二，栩野　貴行，
平川　秀樹，原　佑一，川上　格（日本建設工業株式会社）

Optimal Sizing and Cost Analysis of Green Hydrogen Facilities

Rio Kasai, Toru Amau (Tokyo City University), Daiki Takayama (TATSUNO Co.,Ltd.),
Takao Maeda, Satoshi Miyake, Kenji Matsuno, Takayuki Tochino, Hideki Hirakawa, Yuichi Hara, and Itaru Kawakami
(NIHON KENSETSU Co.,Ltd.)

１．まえがき

近年，カーボンニュートラル実現に向けて再生可能エネルギー導入が進んでおり，その出力変動を補う電力貯蔵・変換技術としてグリーン水素が注目されている。これまで太陽光発電・風力発電とグリーン水素設備の容量を数理最適化により決定する手法を構築してきた。本研究では，この最適化モデルにコスト計算機能を新たに実装し，設備構成と経済性を同時に評価した結果について報告する。

２．コスト計算処理

アプリケーションによる最適化計算処理は，「数理最適化を活用した PV 設備とグリーン水素設備の容量設計に向けたアプローチ -その 2-」を，また最適化計算後の PV 設備台数算出処理は「数理最適化を活用した PV 設備とグリーン水素設備の容量設計に向けたアプローチ -その 3-」での計算フローを踏襲しており、正味現在価値（NPV:Net Present Value），均等化発電原価（LCOE: Levelized Cost of Electricity）の導出もその 3 にて行った。この時，太陽光パネルおよび PCS については台数を算出しているため，機器 1 台あたりのコストを［円／台］として評価した。一方，水素関連設備については現時点で台数算出機能を実装しておらず，必要容量に対する容量あたりのコストを乗算することで設備コストを求めた。各設備の具体的な価格を表 1 に示す。

表1.　各設備のコスト
Table 1.　Cost of each facility

設備	単価 [p.u.]※
太陽光パネル	1.0
PCS	27.9
水電解装置	79.4
水素貯蔵タンク	1.18
燃料電池	69.1

※太陽光パネル1台の価格を基準値とした

３．計算結果と考察

シミュレータによる 10 月における最適化計算結果は，太陽光発電の最適容量が 892 kW となり，PV アレイ設計の結果，太陽光パネル枚数が直列 27 枚・並列 62 本の合計 1674 枚，PCS 台数が 6 台となった。また，水電解装置の最大水素製造量は 33 Nm^3/h，水素貯蔵タンクの最大在庫量は 214 Nm^3であり，本ケースでは燃料電池設備の導入は行われず，燃料電池発電量は 0 kWh となった。これらの最適設備容量および運転結果に対して前章で述べたコスト計算処理を適用した結果，設備費用合計は約 3 億 7000 万円となった。得られた初期費用より，NPV は約-2 億 9000 万円，LCOE は 99 円/kWh となった。

4．まとめ

本研究では，太陽光発電・風力発電とグリーン水素設備の容量を数理最適化により決定する既存シミュレータに対し，新たに設備コストおよび買電費を評価するコスト計算機能を実装した。10 月を対象とした計算事例では，太陽光パネル 1674 枚，PCS6 台，水電解装置 33 Nm^3/h，水素貯蔵タンク 214 Nm^3という設備構成が得られ，燃料電池による発電は行わない運用が年間総コストを最小とする結果が得られた。

今後は，コスト計算機能を発展させ，国内製／海外製機器の価格差を反映したコストを選択的に適用できるようデータベースおよび計算ロジックを拡張し，実際の設備計画においてより幅広いケースに適用可能なツールへと発展させていきたい。

©2026 IEE Japan

水素タイムシフト報酬を考慮したハイブリッド蓄エネルギーシステムの BCP 評価

青山　悠斗*，石亀　篤司，高山　聡志（大阪公立大学）
谷口　和彦，森田　祐志，久保　直也（株式会社きんでん）

BCP Evaluation of a Hybrid Energy System Considering Hydrogen Time-Shift Incentives

Yuto Aoyama, Atsushi Ishigame, Satoshi Takayama (Osaka Metropolitan University)
Kazuhiko Taniguchi, Hiroshi Morita, Naoya Kubo (Kinden Corporation)

１．はじめに

近年，脱炭素化に向け PV を含むハイブリッド蓄エネルギーシステムの導入が重要となっている。著者らは既往研究(1)において，病院施設を対象に「水素タイムシフト報酬」を導入した同システムの最適運用手法を提案し，季節間貯蔵の促進とシステムの環境性に与える影響を明らかにした。しかし，重要施設では平時の効率運用に加え，災害時等の事業継続（BCP）機能が不可欠である。特に，季節間貯蔵された水素が非常時の自立電源としてどの程度寄与するかについては，十分に明らかにされていない。また，気候変動に伴う PV 発電量の減少が，システム特性に及ぼす影響の把握も課題である。そこで本研究では，タイムシフト報酬を考慮したシステムに対し，BCP 指標として系統停電時の自給可能時間を算出する。さらに，気候変動を想定した PV 発電量減少シナリオにおける運用挙動と比較し，環境性・防災性の観点から総合的な評価を行う。

２．システム概要と評価手法

＜２・１＞ システム構成と最適運用モデル　対象とするエネルギーシステムおよび最適運用計画の定式化は，既往研究(1)と同様であるため，ここでは概要のみを述べる。システムは病院施設を想定し，PV，蓄電池，水電解装置，水素タンク，燃料電池（FC），ヒートポンプ（HP）等で構成される。対象システムのエネルギーフローを図１に示す。ただし本研究では，後述する災害時の電力供給を考慮し，FC の定格容量を既往研究の 250 kW から 500 kW に増強したモデルを用いる。運用計画は，式(1)に示す目的関数を最小化する線形計画法により決定する。

$$\min\ C_{\mathrm{total}} = \sum_{t=1}^{T}\left(C_{\mathrm{grid}}[t] + C_{\mathrm{gas}}[t]\right) - R_{\mathrm{H2_shift}} \qquad (1)$$

ここで，C_{total}は年間総コスト，$C_{\mathrm{grid}}, C_{\mathrm{gas}}$は各時刻の電力・ガスの購入コスト，$R_{\mathrm{H2_shift}}$は水素タイムシフト報酬，$T$はシミュレーション期間（8760 時間）である。同報酬は，PV 余剰の多い春季等を「製造期間」，需要が高い冬季等を「利用期間」と定義し，その期間を跨いでシフトされた水素量に応じてインセンティブを与えるものである。本研究では，この報酬単価を 60 円/kWh に設定する。また，電熱需要と PV データは文献(2)，(3)を使用した。

＜２・２＞ 評価シナリオ設定　本研究では，既往研究の評価に加え，新たな条件設定および評価指標として以下を導入する。

(1) PV 減少シナリオ　気候変動や経年劣化等による発電量低下を想定し，PV 発電量が年間を通じて一律 10, 20 %減少するシナリオを設定する。これにより，発電量減少がシステムの環境性や後述する BCP 性能に与える影響を分析する。

(2) BCP 評価指標　災害時のレジリエンスを定量化するために，「自給可能時間」を評価指標とする。具体的には，シミュレーション期間の各時刻において系統停電が起きたと仮定し，その時点の蓄エネルギー残量と PV 発電のみで，災害時電力需要を賄える継続時間を算出する。災害時電力需要はピークの約 3 割（400 kW）に設定した。

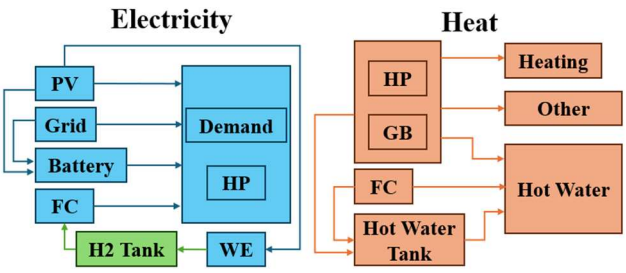


図１ 対象システムのエネルギーフロー
Fig. 1. Energy flow of the system

３．結果と考察

＜３・１＞ PV 減少シナリオにおける運用と環境性　まず，各シナリオにおける水素タイムシフト量と環境指標をそれぞれ図２および表１に示す。報酬なしの場合，PV 発電量の減少に伴いシフト量も減少し，PV 80 %でほぼ消失した。これは，変換ロスの大きい水素へ PV 電力を回す動機がないためである。一方で，報酬ありの場合，PV 不足下でも高い

©2026 IEE Japan

貯蔵水準が維持された。これは経済的優先に加え，冬季の電力不足を報酬獲得の「機会」と捉え，PV 電力を水素製造へ配分したためである。

次に，環境指標に着目すると，PV 100, 90 %での影響は軽微であった。特筆すべきは，PV 減少により抑制回避の余地がない（抑制量ゼロ）状況下でも，水素シフト量が最大化している点である。これは，余剰電力の吸収という受動的要因ではなく，報酬獲得という能動的インセンティブが水素製造を推進していることを示している。しかし，PV 80 %では，発電量不足にも関わらず水素製造を優先した代償として CO2 排出量が増加に転じており，この環境性の悪化が後述する BCP 性能とのトレードオフを生む要因となっている。

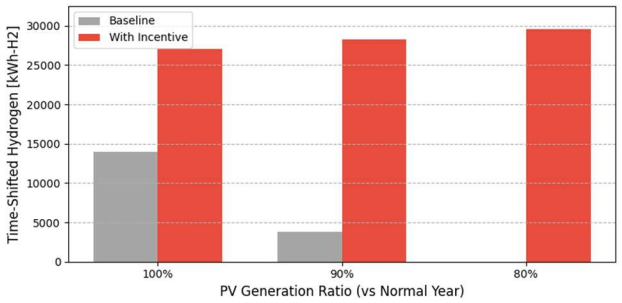


図２ PV 発電量減少による水素タイムシフト量の変化
Fig. 2. Changes of hydrogen time-shift amount

表１ 各シナリオにおける環境指標
Table 1. Annual evaluation indicators for environmental impact

Case		CO2 Emissions [kg-CO2]	PV Curtailment [kWh]
PV 100 %	Base	2,375,245	9,418
	Reward	2,374,889	9,445
PV 90 %	Base	2,534,878	0
	Reward	2,534,577	0
PV 80 %	Base	2,731,870	0
	Reward	2,737,926	64

＜３・２＞ BCP 評価　次に，BCP 指標である停電時の平均自給可能時間の比較を図３に示す。PV 100 %の通常時において，報酬ありのケースは高い BCP 性能を示した。この傾向は PV 90 %のケースでさらに強まり，減少した PV 電力が最大限水素に変換されたことで，平均自給時間はピークに達した。PV 80 %では，水素シフト量の上限到達と PV 発電量の減少により，平均自給時間は減少したが，報酬なしのケースが致命的（数時間）に低下したのに対し，報酬ありでは約 45 時間という高い水準を維持した。

平均自給時間が最大となった PV 90 %のケースの年間推移を図４に示す。報酬なし（灰色線）では，PV 減少の影響を受ける秋冬において自給可能時間が著しく低下している。これは，蓄電池と PV のみでは，災害時電力需要を賄えないためである。一方で，報酬あり（青色線）では，大量の水素貯蔵により，FC からの継続供給が可能となり，PV 減少下でも高い自給時間を維持している。すなわち，水素タイムシフト報酬は，季節間貯蔵によって確保された水素を，系統停電時に「大容量自立電源」として機能させることで，BCP 性能を飛躍的に向上させた。

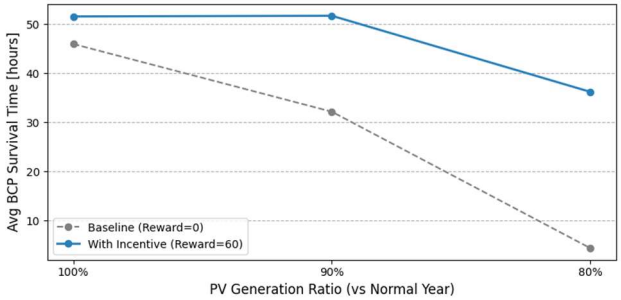


図３ PV 発電量減少による平均自給可能時間の変化
Fig. 3. Changes of average survival time

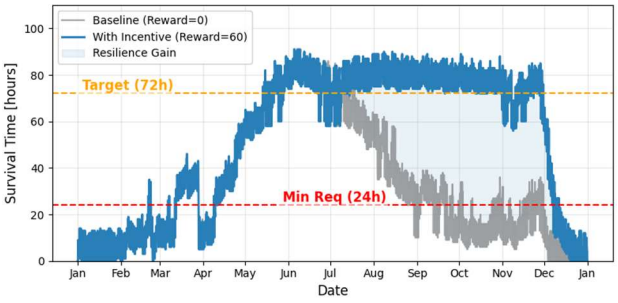


図４ 自給可能時間の年間推移（PV 90 %）
Fig. 4. Annual transition of survival time (PV 90 %)

４．まとめ

本研究では，水素タイムシフト報酬の BCP 性能への影響を評価した。その結果，通常時は環境性・BCP 性能を共に改善する一方，PV 減少時は環境性を犠牲に高い自給能力を維持する形へ役割が変化した。これは経済的誘因と冬季利用機会の増加により水素貯蔵が維持されるためである。以上より，本報酬はレジリエンス確保策として極めて有効であり，気候変動等のリスクに対しても有効である。

今後の課題として，報酬の動的調整や多目的最適化手法の構築により，PV 減少時における環境性と防災性のトレードオフ解消を目指す。

文　献

(1) 青山悠斗，他：“病院施設における水素タイムシフト報酬を考慮したハイブリッド蓄エネルギーシステムの最適運用,” 2025 年（第 7 回）電気設備学会学生研究発表会, No. D-2, 2025.
(2) S. Fakhri, "Electricity-Consumption,” GitHub repository, 2023. [Online]. Available: https://github.com/Shahid-Fakhri/Electricity-Consumption. [Accessed: Nov.14,2025].
(3) European Commission, Joint Research Centre (JRC),"Photovoltaic Geographical Information System (PVGIS)," [Online]. Available: https://re.jrc.ec.europa.eu/pvg_tools/en/ [Accessed: Nov.14,2025].

©2026 IEE Japan

核融合発電の実現に向けた課題の解決策となる新方式の概要

安カ川　誠（杜都千愛病院）

Overview of a new method for addressing the challenges in realizing nuclear fusion power generation

Makoto　Yasukagawa（Moritosenaihosupitaru）

1.　まえがき

核融合発電は究極のエネルギー対策として研究が進められています。その核融合の方式は主に磁気閉じ込め方式と慣性閉じ込め方式があり多くの研究が報告されており、現在主流の方式は、トカマクとレーザーによる慣性閉じ込め（ICF）である。

2,　既存方式の課題

しかしながら、未だ解決すべき課題は数多く残されています。例えば、以下の点が挙げられます。

(1)プラズマ制御

(2)トリチウムの取得と管理

(3 高温高密度環境の維持

(4)エネルギー回収効率（核融合利得）の向上

(5) 高安全炉壁：

(6)核融合発電単価とコスト

(7)発生する中性子線の遮蔽

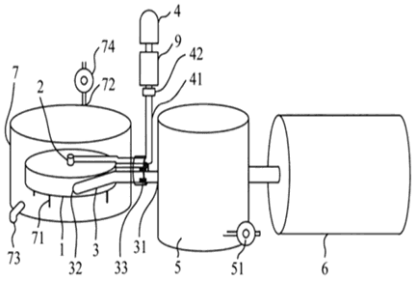
これらの課題を解決するため、我々はこれまでにない新しいタイプの核融炉を提案します。

3, 新方式の発電方法

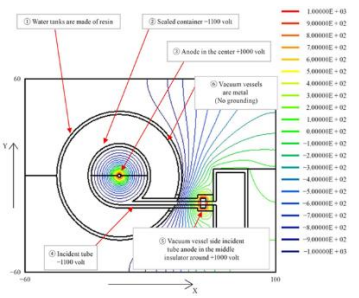
３１　プラズマ加熱装置の概略構造

図１は、提案するプラズマ加熱装置の概略図である。中空導体(1)は密閉された円筒状の内面を有する。この導体は負に帯電可能であり、その内外面は絶縁膜で覆われている。管状の陽極(2)は、(1)内に絶縁材料によって支持されている。電子注入管(3)は負に帯電可能であり、その内面は絶縁膜で覆われている。この管は(1)の内面の接線方向に延長されている。管の一端は電子の入口であり、他端は(1)の内部に接続されている。水素ガスは、タンク(4)から供給管(41)および(2)を介して(1)内に供給される。電子銃（6）は、入口から電子ビームを（5）の内部を通して（1）内に注入する。電子ビームは（1）の負に帯電した内壁で反射される。その後、反射電子は（4）から（1）内に供給されたガスをプラズマに変換する。(1) を覆う冷却装置（7）には水路が設けられている。水流は熱交換器内を循環するため、水圧（１６気圧）を制御することができる。

図１　立体図



容器横断面の電位解析図



©2026 IEE Japan

3.2 新方式の動作概要

電子線は容器壁の負電位で反射され、容器内を移動する。続いて、水素ガスへの電子線照射によって発生した陽子がフッ素樹脂絶縁膜を透過し、これを酸化することで、浅い部分に正イオン層を形成する[1]

その結果、陽子と重水素は、電界の影響下にある重イオン層とのクーロン衝突による後方散乱（ラザフォード散乱）によって偏向する.

さらに、容器中央の陽極に向かって反射され、そこで効果的に捕捉される。

D-D 反応核融合を実現するために、容器内に重水素ガスを供給し、高速電子ビームを照射します。100 keV の電子ビームを使用する場合、電子ビームが容器に到達する前に跳ね返るように、容器壁と導入管には 100 kV を超える負電位が印加されます。容器中央の陽極管の正電位は+100 kV を超える必要がある。

容器内面を覆う絶縁膜は、異なる成分の二層構造となっています。この新しい実験装置を用いることで、D-D 反応核融合が理論的に可能となり、その効果を実験で確認することができる。容器内面を覆う膜は、厚さ 1mm の高熱伝導率窒化アルミニウム（AlN）膜を、厚さ 10μm のポリテトラフルオロエチレン（PTFE）フィルムと金属容器の間に積層したもので、発熱による熱破壊を防止します。AlN の熱伝導率は 170W/m·K（25℃）であり、絶縁強度は 15kV/mm 以上である。

3,3 新システムの効果

燃料として重水素ガスを用いる場合、重水素ガスは磁気閉じ込めを必要とせず、電気力のみで閉じ込められるため、プラズマ制御やトリチウムの取得・管理は不要である。さらに、プラズマ温度は高速電子ビームの速度によって、プラズマ密度は容器内に閉じ込められた重水素ガスの密度によって決定されるため、(3)電子ビームの連続照射によって高温・高密度を維持できる。[2]

3.4 新方式による発電

その熱は容器を取り囲み循環する水を温め、蒸気タービンを作動させて発電する。(4)

容器内外のプラズマ圧力と水圧力が同程度に調整され、容器壁が薄くても損傷しない(5)ため、安全性の高い炉壁を実現している。この装置には複雑な電力・トリチウム生成機構がないため、(6)単価・コストが低く抑えられる。発生する中性子線は D-T 反応核融合よりも少ないだけでなく、構造が水の層で囲まれるため、中性子線の漏洩がさらに少なくなり、これにより、発生する中性子線の遮蔽が容易になる。(7)

3.5 自己着火条件の達成

核融合反応の自己着火条件は、プラズマ温度、プラズマ密度、および閉じ込め時間の積によって決定される。電子ビームの照射を継続すると、プラズマ温度は電子ビームと熱平衡に達する。100keV の電子ビーム照射では、プラズマ温度は 7.7×10^{8}K になる。21℃、1/1,000,000 気圧では、水素と重水素のガス密度は約 5×10^{19} m^{3}に相当する。電子ビームを連続的に照射することで、閉じ込め時間を最大限に延ばし、その積を最大化することができる。 100 keV 電子ビームを約 20 秒間照射すると、プラズマ密度と閉じ込め時間の積（nτ）は 10^{21} m^{-3}s に達し、自己点火による D-D 反応核融合が可能となる。

4, 文献

[1] 陽子線照射フッ素系絶縁材料の分子構造解析（第１５回 「宇宙環境シンポジウム」講演論文集）

[2] 電子ビーム照射によるプラズマ加熱装置 Plasma Heating Device Based on Electron Beam Irradiation DOI:10.4236/wjet.2024.124058

©2026 IEE Japan

JT-60SA TF コイルの設置誤差がクエンチ検出電圧に及ぼす影響

上原　惇朗*，吉田　涼風，数野　未結，鈴木　喬太，中村　一也，髙尾　智明（上智大学）
園田　翔梧，村上　陽之，濱田　一弥（量子科学技術研究開発機構）

Influence of TF coil Misalignments on Quench Detection Voltage in JT-60SA

Atsuro Uehara, Suzuka Yoshida, Miyu Kazuno, Kyota Suzuki, Kazuya Nakamura, Tomoaki Takao (Sophia University)
Shogo Sonoda, Haruyuki Murakami, Kazuya Hamada (National Institutes for Quantum Science and Technology)

１．はじめに

JT-60SA の超伝導コイルはトロイダル磁場(TF)コイル，平衡磁場(EF)コイル，中心ソレノイド(CS)から構成される。図 1 に TF コイルのクエンチ検出回路を示す。TF コイルでのクエンチ検出は隣接する 2 つの TF コイル間の電位差をクエンチ検出電圧 (QDV) として測定する。QDV が閾値を超えた際, TF コイルで安全放電を実施しコイルの保護を行う。

2023 年に行われた統合試験運転では TF コイルで閾値を超える QDV が確認された(1)。設計上は TF コイルと EF コイルは直交するため誘導電圧は発生しないが，実際にはコイルの設置誤差により相互インダクタンスが発生し，電圧が誘起され，クエンチ検出に影響を及ぼすと考えられる。

本研究では図 2 に示す TF コイル設置時に測定された 9 箇所 (A-I) の設置誤差を模擬したモデルを COMSOL Multiphysics で作成した。先行研究にて実施した TF コイルの設置誤差 1 箇所を模擬したモデルと QDV の比較を行い，設置誤差が QDV に与える影響を評価した。

２．コイル解析モデル作成

本モデルでは TF コイル及び EF コイルを有限要素法解析ソフトウェア COMSOL Multiphysics を用いて作成した。TF コイルは 18 個ある。各 TF コイルで 9 箇所測定された設置誤差を模擬したモデルを作成した。その後, 各コイル間の相互インダクタンスを算出した。

３．誘導電圧解析

前章で求めた相互インダクタンスと各コイルの自己インダクタンスを用いて結合係数を算出した。算出した結合係数を基にクエンチ検出回路モデルを作成し, QDV を求めた。図 3 に EF2 通電時における TF10-11 間で発生する QDV の解析結果と実験結果を示す。その結果，1 箇所の設置誤差を模擬したモデルの解析値は実験値と正負が逆転していたのに対し, 9 箇所の設置誤差を模擬したモデルでは実験値との正負が一致した。また解析値の絶対値は 9 箇所模擬の結果がより実験値に近い値を示した。この結果より，9 箇所を模擬したモデルの方がより高い整合性を示すことが分かった。

４．まとめ

本研究では JT-60SA TF コイルの 9 箇所の設置誤差を模擬したモデルを作成し，TF コイルの 1 箇所の設置誤差を模擬したモデルとの QDV の比較を行った。結果，9 箇所のモデルの方が実験値との高い整合性を示した。

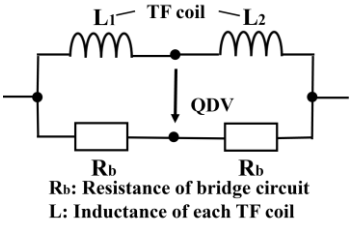


図 1　TF コイルのクエンチ検出回路

Fig. 1 TF Coil's quench detection circuit

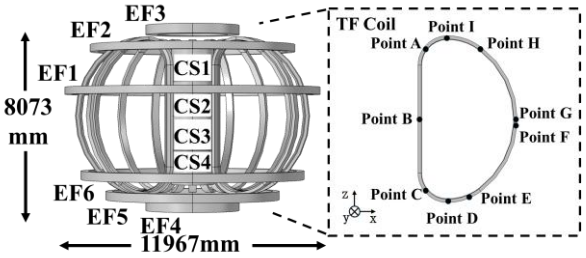


図 2　超伝導コイル解析モデル

Fig. 2 Analysis model of superconducting coil

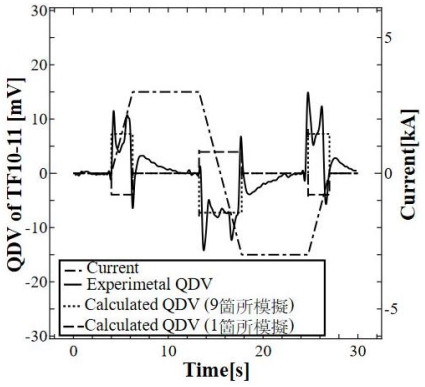


図 3　EF2 通電時 TF10-11 間の QDV

Fig. 3 QDV between TF10-11 during EF2 energization

コイル設置時に複数箇所の設置誤差を把握しておくことは QDV の振る舞いを予測する上で有用であり，JT-60SA の安全運転を実現するための重要な要素である。

謝辞

本研究の一部は，科学研究費補助金(24K0759)の助成金により実施したものである。

文　献

(1)L Zani, et al.: IEEE Trans. Appl. Supercond., vol.35, no5, art no 4202405 Aug.2025

©2026 IEE Japan

FASTプロジェクトの進捗

西村　美紀*（京都フュージョニアリング、Starlight Engine）
他 FASTプロジェクトメンバー

Preparation of Papers for National Convention of I.E.E JAPAN
Miki NISHIMURA (Kyoto Fusioneering, Starlight Engine) on behalf of the FAST Collaboration

１．FASTプロジェクト

フュージョン（核融合）エネルギーは、エネルギー安全保障およびカーボンニュートラル社会の実現に資する次世代エネルギーとして、世界的に研究開発および商業化に向けた動きが加速している。日本においても、ITER計画への参画や、QSTのJT-60SA、NIFSのLHDを通じて高度な技術的知見が蓄積されてきた。さらに、2030年代の発電実証を視野に入れた核融合エネルギーの早期実装に向け、国の方針も明確化されつつある。

FAST（Fusion by Advanced Superconducting Tokamak）は、これらの知見を基盤として、日本における民間主導のトカマク型統合プラントとして、商業炉に必要な基盤技術の確立を目的とする計画である。DT核融合反応による発電技術実証に加え、高温超電導磁石、トリチウム自給、炉内機器保守といった商業炉成立性に直結する技術をプラント全体として統合的に検証する点に特徴がある。

２．FAST概念設計

FASTは2025年11月に概念設計を完了し、報告書として取りまとめられている。設計にあたっては、将来の商業フュージョンエネルギーシステム（FES）への適用を見据え、
① 高磁場を適用したコンパクト設計、
② 中核技術の統合的最適化とシステム成立性の確保、
③ コスト最適化および早期実現、
を基本方針として検討を行った。

FASTでは、磁場構造、中性子遮蔽、熱耐性、保守アクセス空間といった複数の要求条件を同時に満たす必要がある。このため、主要プラズマパラメータの最適化と工学的検討を反復的に行う設計プロセスを採用し、システム全体の整合性を確保した設計を達成した。主要な設計パラメータ例を表1に示す。本設計プロセスは、民間エンジニアを含む体制による迅速な意思決定と設計反復を可能とした点にも特徴がある。

表１ FASTの主要設計パラメータ例
Table 1.

プラズマ大半径	R_p	2.78 m
プラズマ小半径	a	0.95 m
アスペクト比	A	2.91
楕円度	k	1.80
三角度	d	0.2
最大トロイダル磁場	B_{max}	14.1T
中心トロイダル磁場	B_t	4.85 T
プラズマ電流	I_p	7.1 MA
規格化ベータ値	b_N	2.64
グリーンワルド密度比	f_{GW}	0.26
閉じ込め改善度	H	1.2
加熱パワー	P_{aux}	44.6 MW
平均中性子壁負荷	NWL	0.24 MW/m^2
フュージョン出力	P_{fus}	50 MW

各主要サブシステムについても、概念設計段階において要求性能および仕様の検討を行った。超電導マグネット、炉内機器、炉内機器保守、加熱・電流駆動システム、燃料回収、ホットセルなどについてプラント全体の成立性との整合を図った統合設計を行っている。

プラズマ設計においては、発電実証を念頭に、50 MW級の核融合出力を約 1,000 秒維持可能な運転シナリオを設計目標とした。高温超電導磁石による高磁場環境下で、NBIおよびECHを用いた加熱・電流駆動を基本とし、立ち上げから定常保持に至る運転成立性を評価している。将来の商業炉に必要となる出力規模および運転条件に関する基礎的知見の獲得を目指す。

３．今後の予定

今後、FASTは概念設計を基に、2026年から2029年にかけて詳細な工学設計を進めるとともに、建設サイト選定および土木設計を実施する。2030 年以降にサブシステムの製作・組立を行い、2035年には総合試験を実施する計画である。技術実証フェーズでは、DD燃料運転から開始し、段階的に DT 燃料運転へ移行することで、発電実証に必要な技術検証を行う予定である。

©2026 IEE Japan

核融合プラズマ装置における低価数壁調整運転

芦川　直子*（京都フユージョニアリング）

Wall conditioning techniques using low-Z materials in magnetic confinement fusion devices

Naoko Ashikawa* (Kyoto Engineering)

１．まえがき

将来の核融合プラント設計は、ブランケットのプラズマ対向材は金属を用いるものが主流となっている。特に初期の装置では、今日の装置で使用された実績のある鉄鋼材やタングステン等が選択される可能性が高い。

他方、文献１を一例として示すように、1990 年代には複数の研究機関で壁調整運転の手法や最適化、そのメカニズムの理解に関する研究が行われた。当時、プラズマ対向壁は高融点材料として鉄鋼製の金属（ステンレス系など）が使用され、高価数不純物が不純物としてプラズマ中に混入することで放射冷却が生じることが問題となっていた。それ故、低価数材料（リチウム(Li)、ベリリウム(Be)、ボロン(B)、炭素、シリコン(Si)等）を使って金属壁表面を実時間被覆する手法が開発された。うち、Be は JET（英国）において第一壁材料として使用され、炭素は複数の装置において第一壁およびダイバータ板（もしくはダイバータ板のみ）で使用されることになり、壁調整として使用されることは少なくなった。さらに、トリチウム（T）を燃料ガスとして使用した際、金属と異なり炭素では化学/物理損耗の双方が生じること、T との結合等により装置内の T 総蓄積量が高くなるという課題が問題となった。

現在、フランスで装置組み立てが行われている ITER は、Be 第一壁、タングステン(W)・ダイバータという設計だったが、近年第一壁材料が W に変更されることが決まった。それに伴い、壁調整運転法が再度見直されることになった。理由は前述とは異なり、金属壁装置（注：ここでは、プラズマに面する材料が金属という意味）で初期プラズマ運転ができるのか？という別の課題に基づく。21 世紀に運用されている多くの装置は炭素壁を使用している事例が多く、特に中型・大型装置と呼ばれる装置で、初期運転から純粋に金属だけの装置はほぼ存在しない。それ故、プラズマから材料を見た時に低価数材料となるよう壁調整運転によって被覆を行い、金属不純物由来の放射冷却等の不純物影響を低減することが一つの重要な目的である。特に、初期にプラズマ放電が成功するようどのように壁を調整するかは、全ての装置において大きな関門となっている。

２．低価数壁調整

表１に主な低価数材料を用いた壁調整運転についてまとめた。前述のように、20 世紀の頃に研究開発された手法から使用元素は少なくなったが、さらに近年の大型・中型装置では、主に Li と B が主流となっている。粒子状、ガス状、溶融後に液状（もしくは液滴状）で使用するなど、各装置で様々な利用方法がある。

目的としては、不純物制御と壁リサイクリング制御が挙げられる。ここで、壁リサイクリング制御とは、核融合プラズマでは燃料として水素同位体ガスを使用するため、プラズマ運転中に水素が材料中に蓄積・再放出することが観測されている。特に、安定的な長時間運転を行う際、燃料ガス供給は一つの重要な制御ツールであるが、制御外である壁からのガス放出特性を押さえる、もしくは制御下に置くことが課題となり、その対策としても壁調整が行われている。

本発表では、プラズマ対向壁の変遷によりその目的も変わりつつあることに着目しつつ、主要な低価数材料を使った壁調整運転と、核融合プラントに向けた課題について述べる。

表１　主な低価数壁調整の方法

Table 1 Major wall conditioning method using low-Z materials

元素（原子量）	目的	使用装置
Li (6.94)	壁リサイクリング制御	NSTX, EAST, DIII-D など
B (10.81)	酸素抑制、壁リサイクリング制御	JT-60/60U, CHS, LHD, AUG, NSTX-U, TEXTOR など
Si (28.09)	壁リサイクリング制御	TEXTOR, HL-1M, EAST, HL-2A など

文　献

(1) 例えば, J. Winter, Plasma Physics and Controlled Fusion **38** (1996) 1503

©2026 IEE Japan

屋外環境を想定したドローン用ワイヤレス給電システムの異物影響に関する実験的評価

榎本　壮一郎*，福田　浩二，井上　克則（東京電力ホールディングス株式会社）
渋谷　真人，　尾林　秀一（東芝エネルギーシステムズ株式会社）

Experimental Evaluation of Foreign Object Effects on Drone Wireless Charging System under Outdoor Conditions

Soichiro Enomoto, Koji Fukuda, Katsunori Inoue (Tokyo Electric Power Company Holdings, Inc.),
Masato Shibuya, Shuichi Obayashi(Toshiba Energy Systems & Solutions Corporation)

１．はじめに

近年，物流やインフラ点検などの分野において，ドローンの活用が急速に進展している。各地で実証試験が行われており，無人飛行の実現に向けた技術開発や制度整備が活発化している。このような背景のもと，本研究ではドローンのワイヤレス給電を可能とする充電ポートの研究開発に取り組んでいる。これまでに屋外環境での実証試験を行い，充電ポートの実用化に向けた取り組みを行ってきた[1]。本報告では，屋外の環境を模擬した条件下での充電ポートの性能試験の結果を示す。

２．ワイヤレス給電ポートのシステム構成

ワイヤレス給電ポートは図 1 に示すように，主な構成は 100 V 電源, 制御ユニット, 給電ポート本体の 3 要素である。これらを組み合わせることで屋外環境においてもドローンへの給電が可能となる。電源は家庭用コンセントが利用できない場合でも，バッテリーやエンジン発電機，太陽光パネル等を組み合わせることで供給可能である。給電ポート本体には位置決めを補助する黒色ガイドが設けられ，その内側にドローン本体の四角形フレーム状部分が収まる構造となっている。このフレームには給電用コイルが巻かれ，給電ポート側のコイルと対向配置されることで磁界結合によるワイヤレス給電が成立する。この構成により，ドローンは着陸と同時に充電を開始でき，遠隔地での自律運用や人手不足環境での効率的給電が期待される。

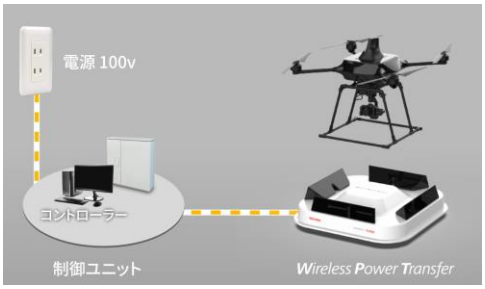


図 1 ワイヤレス給電ポートの構成
Fig.1. Configuration of Wireless Power Transfer Port

３．ワイヤレス給電の原理

本研究では，磁界結合方式を採用した。送電側コイルに高周波交流電流を印加することで磁界が形成され，これに対向する受電側コイルに誘導電流が発生し，電力が伝送される。両コイル間の結合係数は，距離，位置ずれ，異物の有無などの要因により変化し，システム効率に直接影響を及ぼす。

給電ポートでは，送電側にインバータを用いて高周波電流を生成し，受電側で整流および電圧変換を行うことで，ドローンのバッテリーに適した直流電力を供給する。この磁界結合方式は，接触端子を必要としないため，屋外環境における防水性や耐久性に優れ，ドローンの自動充電に適した構成となっている。

４．ワイヤレス給電ポートの仕様

ワイヤレス給電ポートの充電方式の仕様は表 1 の通りである。ワイヤレス給電ポートは磁界結合方式を採用し，85 kHz 帯で動作する。外形寸法は 1066 mm 四方，高さ 227 mm で，耐久性に優れた FRP 製で屋外使用に適している。電磁界に関する人体防護指針に適合し，安全性を確保している。

表 1 ワイヤレス給電ポートの仕様
Tab.1. Specifications of Wireless Power Transfer Port

充電仕様	
ワイヤレス充電方式	磁界結合方式
伝送周波数	85 kHz帯
高周波利用	設備基準適合
漏洩電磁界(距離20 cm)	人体防護指針以下
プロダクト仕様	
面積	1066 mm四方
高さ	227 mm
駐機面からの充電ポート中央部高さ	80 mm
重量	約26kg
着陸上部の材質	FRP
その他	着陸位置ずれ補正機構が不要

©2026 IEE Japan

５．性能試験

＜5・1＞実験条件

本研究では，図 2 に示す 4 条件下でワイヤレス給電時のシステム効率を測定した。条件は以下の通りである。

(a) 給電ポートとドローンのフレーム間に障害物が存在しない状態

(b) 木枝等が挟まった模擬として，発泡スチロール（厚さ 20～30 mm）を挟んだ状態

(c) 発泡スチロールを片側のみ敷き，片側は給電ポートと直接接触し，もう片側は発泡スチロールを介して接触する状態

(d) 両者の間に厚さ 20 mm の土を挟んだ状態

図 3 に本実験の回路構成を示す。ワイヤレス給電ポートとドローン脚部の間に異物を挟んだ状態で実験を実施した。異物の影響を評価するため，その他の条件は可能な限り統一し，充電時電圧は 48.3 V（SoC 約 75%相当）とした。これらの条件により，異物の種類による給電性能の変化を比較した。

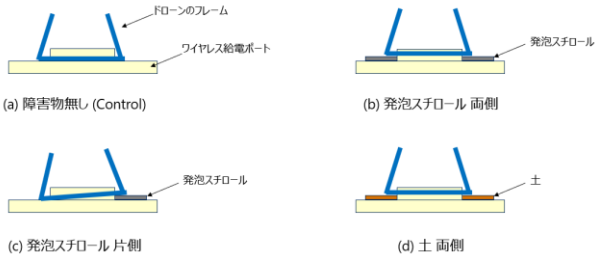


図 2 実験条件
Fig.2. Experimental Conditions

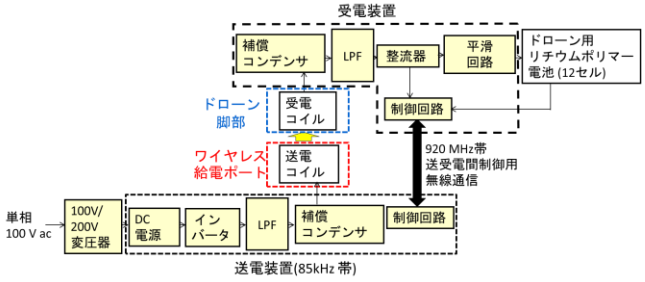


図 3 ワイヤレス充電装置のブロック図
Fig.3. Wireless Charging Device Block Diagram

＜5・2＞実験結果

図 2(a)，(b)，(c)の条件に基づく結果を図 4 に，図 2(b)，(d)の条件に基づく結果を図 5 に示す。図 4 から，距離の増加に伴いシステム効率が低下することが確認された。また，片側条件と両側条件を比較すると，両側条件の方が効率低下の傾きが大きいことが分かる。これは，片側条件では一方がポートに直接接触しているため，両側条件と比較してコイル間結合係数がやや大きく，効率が高くなったと考えられる。

さらに，図 5 より，発泡スチロールと黒土の条件による効率差が確認された。黒土の場合，発泡スチロールに比べてわずかに効率が低下する傾向が見られた。図 4 および図 5 の今回の測定結果から，充電ポートを実環境で使用した際に木枝や土が堆積した場合でも，システム効率は 72.2～77.4%の範囲に収まり，実運用上で問題となるレベルではないことが確認された。

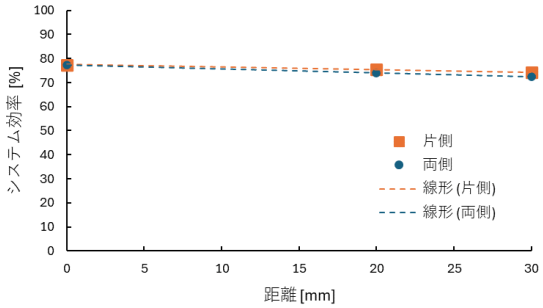


図 4 距離変化によるワイヤレス給電効率の測定結果
Fig.4. Measurement Results of Wireless Power Transfer Efficiency with Varying Distance

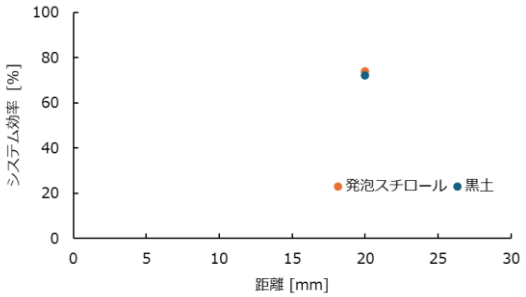


図 5 発泡スチロールおよび土壌条件下での給電効率の測定結果
Fig.5. Measurement Results of Power Transfer Efficiency under Conditions with Polystyrene and Soil

６．まとめ

本研究では，ドローンの自動充電を可能とするワイヤレス給電ポートに対する異物影響の評価を行い，その結果を報告した。今後は，石や水分など追加の異物条件を含めた包括的な評価を進めるとともに，長期的な耐久性試験や信頼性検証を実施し，屋外環境における安定動作を保証することを目指す。さらに，実証試験を継続し，現場での有用性を確認することで，ユーザにとって導入価値のあるシステムの実現を目指し，ドローン自動充電インフラの実用化に向けた技術的基盤を確立していく。

文　献

(1)渡辺ほか：令和 5 年電気学会全国大, No.4-083

©2026 IEE Japan

EV 基礎充電方法の違いによるユーザーの充電コストに対する影響評価

安達　尚希*，秋元　祐太朗，岡島　敬一（筑波大学）

Evaluation of the Effect in Basic EV Charging Methods on Users' Charging Costs

Naoki Adachi, Yutaro Akimoto, Keiichi Okajima (University of Tsukuba)

１．まえがき

近年、脱炭素社会の実現に向けた取り組みとして、電気自動車（EV）の導入が急速に進められている。しかし、EV の普及に伴い、充電タイミングの集中による電力需要のピーク発生や、それに伴う電気料金の高騰、および充電インフラの混雑による充電待ち時間の発生といった新たな課題が顕在化している。これらの課題を解決するためには、電力需要が低く価格が安価な昼間の時間帯に充電を誘導するなど、社会全体の電力需給バランスを考慮した充電行動が求められる。特に、企業が従業員向けに EV をリース契約し、通勤や業務で共同利用する「企業内カーシェアリング」のような形態は、車両の管理が一元化されているため、昼間の勤務時間中に社内で計画的な充電を行いやすく、エネルギーマネジメントの観点からも有望なモデルであると考えられる。

EV の充電最適化に関する先行研究においては、個人の家庭内充電を対象としたピークシフト手法や、大規模な商用車フリートを対象とした配送計画と充電計画の同時最適化に関する検討が多くなされている。例えば、家庭内充電を対象とした研究では、太陽光発電と EV を連携させた HEMS の運用最適化が多く報告されている [1]。これらは主に自家消費率の向上や夜間電力の活用を目的としているが、日中に車両が不在となる場合が多く、昼間の余剰電力活用には制約がある。また、商用車フリートを対象とした研究では、2020 年以降、配送ルート計画と充電スケジュールの同時最適化に関する研究が活発化している [2]。しかし、これらは配送業務の効率化を最優先とするため、車両の待機時間が短く、V2B や V2G といったエネルギーリソースとしての柔軟な活用（調整力）を提供しにくいという課題がある。

そこで本研究では、会社への通勤用 EV を対象に、電力価格の変動に合わせて充電方法を管理した際の電力量とコストを分析することを目的とする。具体的には、様々なケースにおける EV への充電量や時間別の充電コストをシミュレーションにより評価する。これにより、EV 導入インセンティブを提示する。

２．評価方法

2.1 シミュレーション環境

本研究では、複数の EV ユーザーが相互作用し、時間経過とともに状態が変化する複雑なシステムを表現するため、マルチエージェントシミュレーション（MAS）プラットフォームである Net Logo を用いてモデルを構築した。

車両としては SOC（電池容量）60kWh、電費 6km/kWh とし、平日走行距離は片道 12km、1 回の走行につき SOC3%（2kWh）消費されると仮定する。

2.2 ユーザーの行動モデル

シミュレーションにおける EV ユーザー数は 10 名とし、各ユーザーは在宅・不在（出勤）のステータス遷移に伴い、自宅と会社の往復移動を行うものとする。ユーザーの行動プロファイルは、文献 [3] より引用した在宅データを補完して適用した。

2.3 電力価格および充電閾値

電力価格プロファイルには、2025 年 11 月 21 日（月）、11 月 22 日（火）、11 月 23 日（水）、11 月 24 日（木）、11 月 25 日（金）の日本卸電力取引所におけるスポット価格（30 分値）を採用した。また、充電判断の基準となる価格閾値には、10［円/kWh］を用いた。

2.4 充電制御ロジック

充電方法としては、単純な充電行動（充電方法①）と、経済性を考慮した充電行動（充電方法②）の 2 種類を設定した（表 1）。充電器は出力 3 kW の普通充電器を利用すると仮定する。なお、以下の表における SOC の単位は [%] 、価格の単位は [円/kWh] とする。

表 1　充電方法①と②の概要

	充電開始条件		充電終了条件	
	自宅	会社	自宅	会社
①	SOC＜50	SOC＜50	SOC＝90	SOC＝90
②	SOC ＜ 50and 価格 ≦10	SOC ＜ 50and 価格 ≦10	SOC ＝ 90or 価格 ＞10	SOC ＝ 90or 価格 ＞10

©2026 IEE Japan

充電方法①SOC＜50 で、SOC が 90%になるまで充電する。充電方法②SOC＜50 かつ電力価格が 10 以下で充電を開始したら、価格が 10 を超えるまで充電する。さらに、車両の SOC＜20 の時は充電価格によらず強制的に充電を行う。

2.6 シミュレーションケース

充電を行う場所（自宅・会社）の組み合わせとして、表 2 に示す 2 つのシナリオを設定した。

表 2　各ケースにおける充電可能場所

	充電可能場所	
	自宅	会社
Base	○	×
A	○	○

3．結果

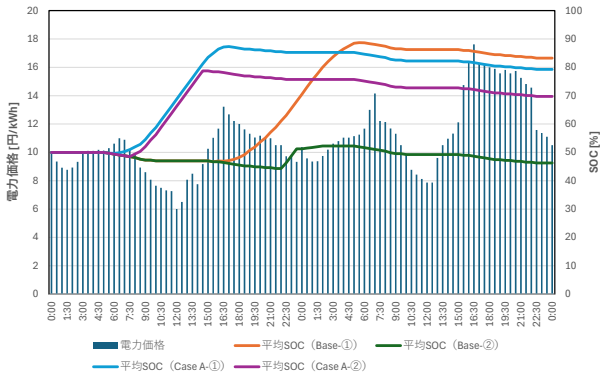


図 1　Base ケース、ケース A における 2 つの充電方法での平均 SOC の推移（2 日間）

各シナリオの充電コストの違いの要因を詳細に分析するため、図 1 に 1 日における電力価格と 10 人のユーザーの平均 SOC 推移を示す。「Base①（オレンジ）」では、帰宅時刻である 18 時～20 時の価格高騰時間帯に充電が開始され、高コストな電力を消費している。対して「Case A②（紫）」では、出社後の 10 時～14 時の価格低下時に SOC が上昇しており、ピーク時間を避けた効率的な充電行動が、場所の柔軟性と充電制御ロジックによって実現されていることがわかる。

また、2 日間終了時での平均 SOC を比較すると、「Base①（オレンジ）」より「Base②（緑）」のほうが平均 SOC が大きくなった。理由として、「Base②」では充電することができる機会が相対的に少なく、そもそもの充電量が少なかったことや、1 日目の電力価格が相対的に安く充電方法②の恩恵が受けられなかったことが考えられる。

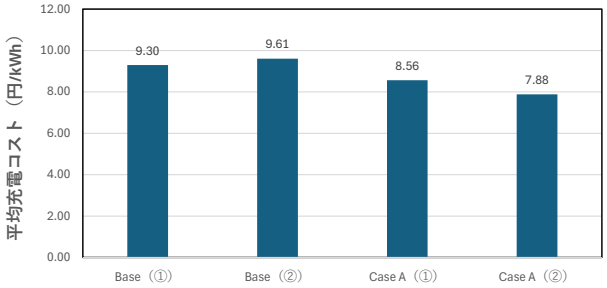


図 2　Base ケース、ケース A における 2 つの充電方法での平均充電コストの比較

図 2 に、基本ケース（Base, Case A）に対し、即時充電（方法①）と経済充電（方法②）を適用した際の、5 日間での平均充電コストの比較を示す。自宅での即時充電を行う「Base①」を基準とした場合、会社での充電を許可した「Case A①」では 7.9%のコスト削減が見られた。これは、比較的電力価格が安定している昼間の時間帯に充電機会が得られたためである。 さらに、価格閾値による制御を加えた「Case A②」では、最も大きな削減効果（15%削減）が確認された。これは、会社滞在中かつ電力価格が底値となる時間帯（昼間の PV 発電過剰時など）に重点的に充電が行われた結果であると考えられる。

また、「Base①（オレンジ）」より「Base②（緑）」のほうが平均充電コストが大きくなった理由として、「Base②」では「Base①」に比べて充電することができる機会が少なく充電量が少なかったことや、1 日目の電力価格が安く充電方法②のメリットが効果的に出なかったことが考えられる。

文　献

[1] Das, H. S., Rahman, M. M., Li, S., & Tan, C. W. (2020). Electric vehicle charging management strategies: A comprehensive review. Renewable and Sustainable Energy Reviews, 122, 109673.

[2] Zhang, L.; Wen, J.; Li, Y.; Chen, J.; Ye, Y.; Fu, Y. A review of machine learning in building load prediction and EV charging scheduling. IEEE Access. 2021, vol. 9, p. 144174-144192.

[3] Hajhashemi, E., Lavieri, P. S., & Say, K. (2025). Examining the potential for residential solar charging to meet electric vehicles' needs. Transportation Research Part D: Transport and Environment,

©2026 IEE Japan

系統条件の異なる陸上養殖場における最適運用と設備容量設計の比較検討

上田　聡一郎*(琉球大学)，古栫　雅裕（山口東京理科大学)，
高橋　弘（富士電機)，千住　智信（琉球大学)

Comparative Study of Optimal Operation and Capacity Design
for Land-Based Aquaculture Facilities under Different Grid Conditions

Soichiro Ueda (University of the Ryukyus), Masahiro Furukakoi (Sanyo-Onoda City University),
Hiroshi Takahashi (Fuji Electric Co. Ltd.), Tomonobu Senjyu (University of the Ryukyus)

１．はじめに

近年、脱炭素社会の実現に向けて、再生可能エネルギーの導入拡大およびレジリエンスの高いエネルギーシステムの構築が重要視されている。特に島嶼部や災害リスクの高い地域では、エネルギーの地産地消と非常時の電力確保を両立したシステム設計が求められている。一方、陸上養殖施設では曝気ポンプや循環ポンプなど、連続運転が必要な負荷が多く、停電や電力不足が生じた場合には酸欠等による重大な生物被害を引き起こす可能性がある。そのため、平常時の経済性に加えて、電力供給の安定性を考慮したエネルギーシステム設計が不可欠である。また、電気自動車 (EV) を活用して電力系統や需要家設備と双方向に接続する V2X システムは、再生可能エネルギーを利用したマイクログリッドにおいて、停電時や系統電力に接続できない状況下において電力供給のバックアップとしての役割を果たすことが期待されている[1]。

これまで、陸上養殖施設を対象とした再生可能エネルギー導入や運用最適化に関する研究は数多く報告されているが、系統連系条件の違いが設備容量設計および最適運用に与える影響を定量的に比較した研究は限定的である。特に、系統連系条件や設備構成の制約により、電力不足を完全には回避できない状況を含めた現実的な設備容量設計に関する検討は十分とは言えない。そこで本研究では、小規模な陸上養殖施設を対象に、系統連系条件の異なる複数の運用ケースを設定し、太陽光発電（PV)、蓄電池（BESS）および EV を活用したエネルギーシステムの最適運用および設備容量設計について比較検討を行う。

２．陸上養殖システムモデル

本研究で対象とする陸上養殖施設におけるエネルギーシステムの構成を図 1 に示す。発電設備として PV (1 kW/ユニット) を導入し、電力需給は系統電力、BESS (3 kW/ 3 kWh/ユニット) および 1 台の EV (40 kWh) によって調整される構成とした。なお、設備容量最適化の対象は PV と BESS と

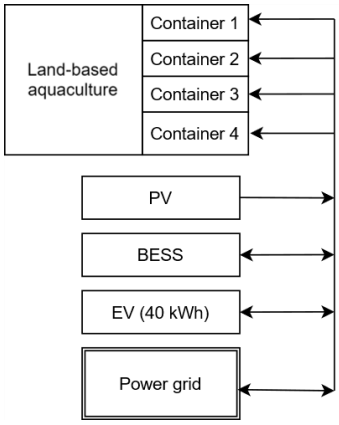


図 1：モデル図

Fig. 1. The aquaculture facility model.

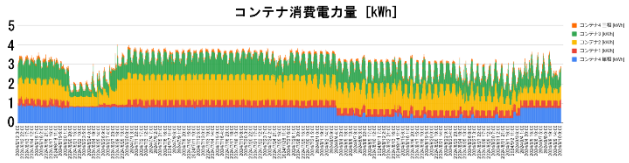


図 2：陸上養殖施設電力需要の実測値

Fig. 2. Load power consumption for aquaculture model.

する。EV は 1 台当たり最大 6 kW の充放電が可能である。PV は屋根設置を想定し、設置面積の制約から導入容量の上限は 10 kW であるとする。養殖施設の負荷は、曝気ポンプ、循環ポンプ等の連続運転負荷を中心に構成されており、特に曝気ポンプは養殖生物の生存に直結する重要負荷である。負荷プロファイルについて、図 2 に示される実際の養殖施設にて計測したデータを基に、夏季 (6, 7 月) は昼 4 kW、夜 3 kW、その他季は昼 3.5 kW、夜 2.5 kW が要求されるものとする。また、本研究では最低限維持すべき重要負荷として曝気ポンプの消費電力 0.6 kW を考慮する。これを下回る電力供給状態は重大な運用リスクとみなし、最適化において大きなペナルティを課す。

©2026 IEE Japan

表 1: 沖縄電力料金単価表
Table 1. Okinawa Electric Power Company's electricity unit price.

	季節	単位	料金単価 [JPY]
基本料金	-	1 kW	1,967.93
電力量料金	夏季 (7-9 月)	1 kWh	32.87
	その他季		31.38
売電料金		1 kW	7.70

３．最適化問題の定式化

本研究では、PV、BESS および EV を活用した陸上養殖施設の電力需給マネジメントを対象とし、年間の運用コスト最小化を達成する最適化問題として定式化する。目的関数は以下の通りである。

$$min: C_{year} = C_{PV} + C_{BESS} + C_{EV} + \sum_{t}\left(C_{buy}(t) + C_{CO_2}(t) - R_{sell}(t) + C_{insuff}(t)\right) \quad (1)$$

ここで、C_{PV}, C_{BESS}は PV, BESS の設備導入コスト、C_{EV}は EV のリースコスト、$C_{buy}(t)$は時刻tにおける系統からの買電コスト、$C_{CO_2}(t)$は時刻tの買電における CO_2 排出コスト、$R_{sell}(t)$は時刻tにおける系統への売電収入である。また、不足電力は市場から代替調達できない未供給電力であり、養殖生物のへい死等による重大な経済的損失を引き起こす可能性がある。本研究ではこの影響を考慮するため、不足電力量に対して買電コストの 100 倍のペナルティ係数を設定し、$C_{insuff}(t)$として目的関数に加える。

４．シミュレーション

本研究では、沖縄県那覇市における気象データ(2)を用いて、2024 年 4 月から 2025 年 3 月までの 1 年間を対象としてシミュレーションを実施する。最適化は 4 日間先を予測するモデル予測制御 (MPC) に基づくローリングホライズン方式により実施する。また、小規模施設では逆潮流を伴う売電を行う場合に追加の系統連系工事負担が生じる可能性があることから、本研究では自家消費を基本とした運用を想定し、売電は限定的に扱うものとする。また、余剰電力として出力抑制可能な量には限度があるとし、PV 定格出力の 10%まで抑制可能とする。それを超過したものは制約違反電力量として扱う。なお、本研究では基礎的研究として停電シナリオは考慮しておらず、平常時運用を対象とする。

系統連系条件の違いが設備容量設計および運用結果に与える影響を明らかにするため、以下の 3 ケースについて比較検討を行う。

・ケース 1：系統連系（買電・売電あり）
・ケース 2：系統連系（買電のみ、売電なし）
・ケース 3：非系統連系（買電・売電なし）

当システムに導入されている EV は蓄電専用ではなく、定期的な走行利用を前提とする。買電可能なケース 1, 2 では週 1 回、買電不可能なケース 3 は月 1 回走行利用され、その際に EV バッテリー容量の 40% (16 kWh) を消費し、8 時間出庫状態となるものとする。本研究では沖縄電力と系統連系するものとし、EV 充電器の定格にあわせて 6 kW の契約を想定する。その電力価格を表 1 に示す。

表 2: シミュレーション結果
Table 2. Simulation results for each case.

ケース	Case 1	Case 2	Case 3
PV 台数	10	3	10
BESS 台数	0	0	6
年間純コスト [k JPY]	1,656	1,818	1,393
年間売電収入 [k JPY]	5	0	0
年間コスト [k JPY]	1,651	1,818	1,393
設備 (PV+BESS) コスト[k JPY]	187	56	546
買電・系統契約コスト [k JPY]	619	916	0
買電電力量 [kWh]	13,412	21,773	0
売電電力量 [kWh]	611	0	0
再エネ利用率 [%]	54	19	100
不足電力量 [kWh]	0	0	12,189
余剰電力量 [kWh]	1.8	0	25
制約違反電力量 [kWh]	0	0	11

表 2 に、各ケースにおいて得られた最適設備構成および年間評価指標を示す。ケース 1 では全ての時間で系統と電力売買が可能であるため、BESS は導入されない結果となった。ケース 2 では余剰電力による制約違反を防ぐため、PV 導入量が 3 kW に抑制された。再エネ利用率はケース 1 より大きく低下しており、売電制約が環境性能に大きく影響することが確認された。ケース 3 では与えられた設備容量制約の下で不足電力と制約違反電力の問題を解消できなかった。屋根設置の PV を前提とした小規模施設に置いて、完全な非系統連系運用の実現は容易ではないといえる。

５．まとめ

本研究では、沖縄の陸上養殖施設を対象に、系統条件の違いが設備容量設計と運用結果に与える影響を明らかにした。今後は地上設置 PV の導入も考慮するとともに、停電シナリオを含めた解析を行い、系統連系下における蓄電システムの重要性を詳細に検討する。

文　献

(1) Ruifeng Shi, Shaopeng Li, Penghui Zhang, Kwang Y. Lee, Integration of renewable energy sources and electric vehicles in V2G network with adjustable robust optimization, Renewable Energy, Volume153,2020,Pages1067-1080,ISSN0960-1481,doi: 10.1016/j.renene.2020.02.027.
(2) 気象庁, 過去の気象データ検索, http://www.data.jma.go.jp/ (2026 年 1 月 5 日アクセス)

©2026 IEE Japan

液体水素を用いた電力・水素複合エネルギー貯蔵システムの初期導入コスト低減に適した運転制御方法

佐々木　捷二*，羽多野　椋太，長﨑　陽，津田　理（東北大学）

An Operational Control Method for Reducing the Initial Capital Cost of a Hybrid Energy Storage System Combining Electrical and Liquid Hydrogen Energy Storage

Sasaki Shoji, Hatano Ryota, Nagasaki Yoh, Tsuda Makoto (Tohoku University)

１．はじめに

再エネ電源は立地条件や天候により出力が変動するため、電力の需給調整にエネルギー貯蔵装置を適用することが有効とされている。そこで、即応性に優れる電力貯蔵と大容量性に優れる水素貯蔵を組み合わせた「電力・水素複合エネルギー貯蔵システム(Hybrid Energy Storage System：以下, HESS[(1)])を提案し、これまでにその有用性を検証してきた。HESS における水素貯蔵方法としては、水素吸蔵合金(MH)、気体水素、液体水素があるが、液体水素は MH に比べて貯蔵コストが低く、大容量の再エネ電源に対して有望な貯蔵方法である。しかし、液体水素貯蔵ではボイルオフガス(BOG)の発生や液化機の導入コストや消費電力を考慮する必要がある。そこで、本研究では、液体水素貯蔵を採用した HESS において、BOG や液化電力を考慮し、経済性向上に適したシステム構成や運転制御方法を検討した。

２．解析方法

Fig.1 に HESS の構成を示す。本検討では、再エネ電源として太陽光発電(PV)を導入し、液体水素貯蔵を適用した HESS による電力需給調整について解析した。解析では最大 1.0 MW、平均 0.57 MW の負荷を想定し、PV および HESS から負荷に電力を供給する自立型電源システムを対象として、初期導入コスト低減に適したシステムの構成および運転制御方法について検討した。なお、システムの耐用年数は 30 年とした。水素貯蔵方式および運転制御方法の違いに基づき、以下の 4 ケースについて解析を行った。

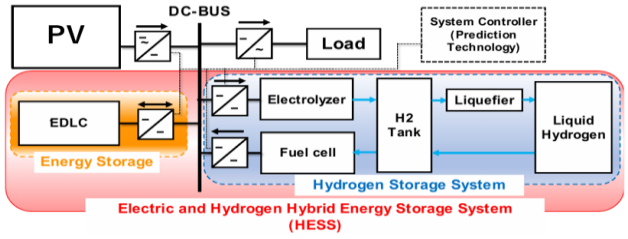


図 1 電力・水素複合エネルギーシステムの概略図
Fig.1 Schematic illustration of a Hybrid Energy Storage System

A: MH による貯蔵方式

① 最小限の PV 容量で 1 年間の電力供給を実現（PV 出力を最大限活用するため、全余剰電力を水素に変換）

② ①よりも PV 容量を増加させ、出力過多の時には出力抑制を行うことで水素貯蔵容量を低減

B: 液体水素による貯蔵方式

③ 最小限の PV 容量で 1 年間の電力供給を実現（全余剰電力を水素に変換した後、即時に液化）

④ ②を基にバッファタンク容量を調整し、バッファタンクの水素貯蔵量が上限に達した場合のみ液化機を稼働

３．解析結果と考察

4 ケースの初期導入コストの解析結果を Fig. 2 に示す。解析結果より、ケース④の初期導入コストが最小となった。また、ケース①や③の様に、PV 出力を最大限活用して PV 容量を最小化しようとすると、年間の負荷平準化に必要な水素貯蔵量が増大し、水素貯蔵コストが増加することが確認された。一方、ケース③の様に、生成した水素を全量液化するのではなく、BOG により減少した液化水素量を補い、PV 出力が低下する冬季の電力補填に必要な液化水素量を維持するための水素のみを液化することが、水素貯蔵コストと液化機コストの低減に有効であることがわかった。

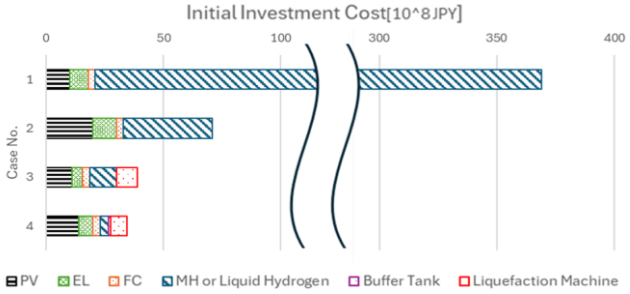


図 2 解析結果：初期導入コスト
Fig.2 Analysis Results: Initial Investment Cost

文　献

(1) T.Hamajima, IEEE TRANSACTIONS ON APPLIED SUPERCONDUCTIVITY,vol.22, No3, 5701704 (2012)

©2026 IEE Japan

赤外線透過フィルタが TPV セルの発電効率に与える影響の基礎検討

花岡　直樹*，荒井　稔登，岩本　美帆，林　俊宏（NTT 株式会社）

A Basic Study on the Effect of an Infrared-Transmitting Filter on the Efficiency of TPV Cells

Naoki Hanaoka, Naruto Arai, Miho Iwamoto, Toshihiro Hayashi (NTT, Inc.)

１．まえがき

再生可能エネルギーの導入拡大に伴い，余剰電力の有効利用やエネルギー利用効率の向上が重要な課題となっている。余剰電力を熱に変換して蓄熱する地域熱供給への活用に向けた取り組みが進められている(1)一方で，発電量と熱需要の時間的変動を調整することは容易ではなく，熱エネルギーを柔軟に利活用する技術が求められている。このような背景から，高温排熱を電力に変換可能な熱光起電力（Thermophotovoltaic：TPV）発電(2)に注目している。TPV 発電は，高温物体からのふく射光を光起電力効果により直接電力へ変換する方式であり，従来のシリコン系太陽電池と比較して，近赤外領域を含む長波長光を利用可能である点が特徴である。これまで TPV セルの特性評価は，理論検討や燃焼型装置を用いた実験により行われてきたが，高温排熱条件を実験室環境で安定的に再現することは容易ではない。特に，高温排熱は分光分布に特徴を有するため，その特性を含めて模擬した評価環境の構築が課題となっている。一方，従来広く用いられているソーラーシミュレータは太陽光スペクトルを模擬しており，短波長成分が多く含まれる。このため，ソーラーシミュレータ光に対して赤外線透過フィルタを適用し短波長成分を抑制することで，高温排熱に近い分光条件を簡易的に模擬できる可能性がある。

本研究では，ソーラーシミュレータを用いた簡易評価系において，赤外線透過フィルタの有無が TPV セルの発電特性および効率に与える影響について基礎的な検討を行った。

２．実験方法

TPV セルの I-V 特性測定には，ソーラーシミュレータを用いた。測定時には，TPV セルの裏面を水冷することでセル温度の上昇を抑制した。ソーラーシミュレータの放射強度は 1 SUN（1 kW/m²）に調整した。評価条件として，赤外線透過フィルタあり／なしの 2 条件を設定した。赤外線透過フィルタありの場合の放射強度については，光源スペクトルおよびフィルタ透過特性に基づき，フィルタなしの場合の約 0.6 倍と仮定した。I-V 特性から得られた電圧および電流値を用いて出力特性を算出し，最大電力点を求めた。また，セル面積と放射強度から最大変換効率を算出した。

３．測定結果および考察

図 1 に示す TPV セルの測定結果より，赤外線透過フィルタなしの場合の最大出力は 7.2 mW，フィルタありの場合は 5.5 mW となった。一方，放射強度を考慮して算出した最大変換効率は，赤外線透過フィルタなしで 7%，フィルタありで 9%となり，赤外線透過フィルタを用いた場合に相対的に高い効率が得られた。

本結果において赤外線透過フィルタを用いた場合に相対的に高い効率が得られたのは，TPV セルの感度波長領域に合わせて短波長成分を抑制したことによるものであり，分光感度の観点から妥当な結果であると考えられる。一方で，本評価では光源スペクトルおよびフィルタ透過特性を簡略化して仮定しているため，得られた効率は絶対的な発電効率を示すものではなく，条件間の相対比較としての結果である。今後，より精度の高い絶対効率評価を行うためには，赤外線透過フィルタの詳細な分光特性の把握や，高温排熱（例えば 1000℃）の黒体放射スペクトルに近い条件を用いた評価が必要である。

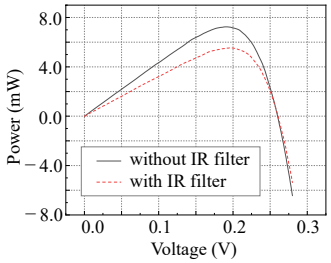


図 1 赤外線透過フィルタあり／なしの P–V 特性
Fig.1. P–V Characteristics with/without IR Filter

４．まとめ

本研究では，ソーラーシミュレータを用いた簡易評価系において，赤外線透過フィルタの有無が TPV セルの発電効率に与える影響について基礎的な検討を行った。その結果，赤外線透過フィルタを用いることで，TPV セルの相対的な変換効率の向上を確認した。今後は，赤外線透過フィルタ特性の最適化について検討を進める予定である。

文　献

(1) 株式会社 IHI：プレスリリース「太陽光発電を無駄なく熱利用するシステムの実証運転を実施」(2024)
(2) A. Kohiyama, M. Shimizu, H. Yugami: Applied Physics Express 9 (11), 112302 (2016)

©2026 IEE Japan

2025 年に東京スカイツリーで観測された落雷

三木　貫*，工藤　亜美，齋藤　幹久（電力中央研究所）

Lightning Flashes Observed at Tokyo Skytree in 2025

Toru Miki, Ami Kudo, Mikihisa Saito (Central Research Institute of Electric Power Industry)

１．まえがき

東京スカイツリー®では，高さ 497m に設置したロゴスキーコイルによる雷電流波形観測を 2012 年 2 月末に開始し，2013 年 3 月に地上の脚部にもロゴスキーコイルを追加して，以降タワー上層と低層での同時観測を実施しており，さらに光学観測と放射電磁界についても同時観測している(1)。

本報告では，2025 年に観測された東京スカイツリーの落雷を一覧として速報する。

２．観測結果

2025 年に観測された東京スカイツリーの落雷（雷雲と塔体が放電路で接続されたもの）は，3, 7 月に発生した。表 1 に 2025 年の測定結果の一覧を，表 2 にこれまでの落雷実績を示す。本研究では雷雲の極性を落雷の極性とし，主たるリーダ進展の向きをもって落雷の下向きと上向きを定義している。2025 年の落雷はすべて上向き雷で 5 回あった。また残念ながら帰還雷撃は観測されなかった。念のため，2025 年の気象官署（東京都千代田区）の雷日数の記録(2)を確認したが，2025 年は 11 日であり，平均 11.6 日と同程度だった。したがって 2025 年は東京都内の落雷が例年比で特に少ない年ではなかったと考えられる。以上より，2025 年実績を含む 14 年間の落雷は，合計で 136 回となり，内訳は下向き雷 44 回，上向き雷 92 回となった。

図 1 に，発雷時の上空–10°C 高度の分布を示す。14 年間の落雷数の蓄積とばらつきにより明確な閾値を示すことが難しいが，おおむね–10°C 高度 5000～6000m では下向き雷・上向き雷とも発生しており，これ以上の高さでは下向き雷が，これ以下の高さでは上向き雷が優勢になっている。

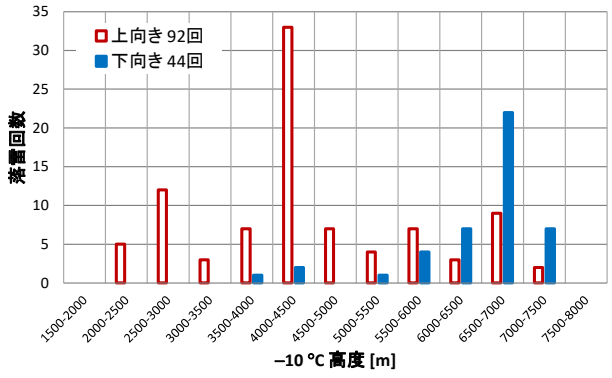


Fig. 1 Histogram of altitude of –10°C isotherm when lightning strikes Tokyo Skytree during 2012 to 2025.

３．おわりに

本稿では，東京スカイツリーの 2025 年の落雷実績を速報した。この観測プロジェクトも 2026 年には 15 年目を迎え，着々と観測を継続している。最後に，東京スカイツリーでの雷観測プロジェクトは，東武タワースカイツリー株式会社との共同研究として実施している。同社の関係各位の協力に謝意を表する。

Table 1 Confirmed lightning flashes at Tokyo Skytree in 2025.

No.*	Date	Triggered time	Downward /Upward	Positive /Negative /Bipolar	Return Stroke [times]
1	2025 03/19	05:49:46.835	U	N	0
2	2025 03/19	07:32:29.793	U	P	0
3	2025 03/19	07:38:41.967	U	P	0
4	2025 03/19	09:41:42.976	U	N	0
5	2025 07/01	18:53:15.855	U	N	0
		Total	D:0, U:5	P:2, N:3 B:0	0

*Flashes observed in 2025 are sequentially numbered.

Table 2 Confirmed lightning flashes at Tokyo Skytree in 2012–2025.

Year	Downward /Upward		Positive /Negative /Bipolar			Return Stroke [times]
2012-2024	D:44[a,c]	U:87[b]	P:6	N:113	B:9	227
2025	D:0	U:5	P:2	N:3	B:0	0
Total[d]	D:44 (32.4%)	U:92 (67.6%)	P:8 (6.0%)	N:116 (87.2%)	B:9[e] (6.8%)	227
Averaged 2012-2025 (14 years)	D: 3.14	U: 6.57	P: 0.57	N: 8.29	B: 0.64	16.2

[a] The authors confirmed 3 downward flashes to lower and middle level of tower side occurred in May 2012, May 2014 and August 2016.
[b] 2 upward flashes were confirmed by optical and EM observations in April and May 2012 (no recorded current).
[c] includes subsequent return strokes branched from a downward flash which struck elsewhere.
[d] 3 flashes were confirmed by optical observations, so the authors couldn't obtain the polarity of these flashes (Downward flash in May 2012 and upward flashes in April and May 2012).
[e] All the bipolar flashes started with positive upward leaders.

文　献

(1) 例えば, 三木貫ほか「2024 年に東京スカイツリーで観測された落雷」, 電気学会 2025 年 B 部門大会, 293 (2025-09)
(2) https://www.data.jma.go.jp/stats/etrn/view/annually_s.php?prec_no=44&block_no=47662&year=&month=&day=&view=p1

©2026 IEE Japan

風車落雷検出装置用データロガーの記録長改善に関する研究
－ リングバッファを用いる方法 －

五島　英昇*，山本　和男，松井　拓斗（中部大学）

Research into Improving Record Length in Data Logger for Wind Turbine Lightning Detection Systems
- A Method Using Ring Buffer -

Eisho Goshima, Kazuo Yamamoto, Takuto Matsui (Chubu University)

１．はじめに

風車は大型化が進んでおり，雷に起因する事故が数多く発生している。そこで，2024 年に経済産業省によって「風力発電設備の技術基準の解釈」が一部改正され，日本全国の風車に落雷検出装置（LDS）の設置が義務付けられた(1)。しかしながら，LDS の中にはノイズ等で誤作動する機器も未だ少なくなく，雷検出の精度を検証する上で，波形記録機能は必要不可欠となりつつある。また，既存の LDS に接続し波形を抽出できるデータレコーダの開発が求められている。

本研究では，STM32 Nucleo-H7A3ZI-Q を用いて，LDS の出力部からの雷電流波形の信号を記録できる記録長 500 ms 以上(2)のデータレコーダを開発したので報告する。

２．データレコーダの開発

風車に取り付けられた LDS が捕捉した雷電流波形を A/D コンバータで変換し，デジタル量に変換された値を Micro SD カードに記録するデータレコーダの開発を行った。図 1 にデータレコーダの動作フローを示す。また，図 2 にそのデータレコーダの周辺回路を示す。

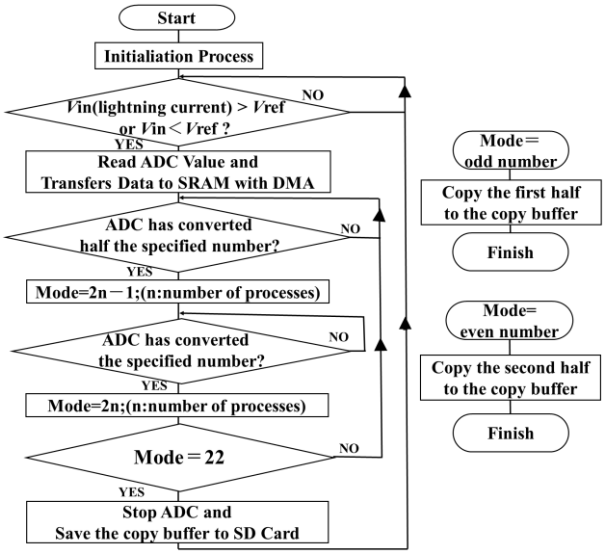


図 1　データレコーダの動作フロー
Fig.1.　Data recorder operation flow

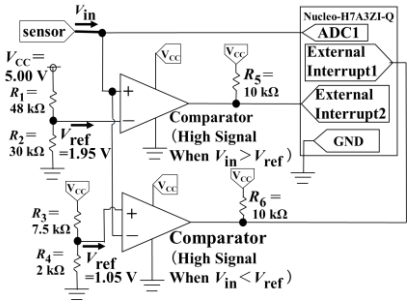
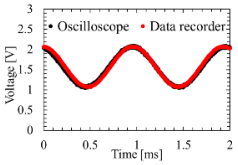


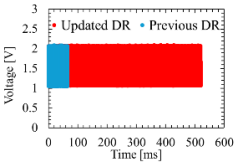
図 2　データレコーダの周辺回路図
Fig.2.　Circuit diagram around the data recorder

３．サンプリング性能試験

開発したデータレコーダの性能を評価するために，ファンクションジェネレータで入力した電圧をオシロスコープとデータロガーで計測，比較した。図 3 にオフセット 1.5 V，$V_{p\text{-}p}$=1.0 V，周波数 1 kHz の正弦波を計測した例を示す。図 3(a)では 1　MHz でサンプリングできていること，図 3(b)では記録長 520 ms まで改善されていることが確認できた。



(a) オシロスコープとデータレコーダの波形の比較
(a) Comparison between oscilloscope and data recorder waveforms



(b) 旧型と新型データレコーダの記録長の比較
(b) Recording length comparison of old and new data recorder

図 3　計測した 1 kHz の正弦波
Fig.3.　Measured 1 kHz sine-wave waveform

４．おわりに

本論文では，STM32 Nucleo-H7A3ZI-Q を用いた雷電流波形計測用データレコーダの開発を行い，1 μs のサンプリング速度，記録長 520 ms を実現したことを確認した。

文　献

(1)　経済産業省：「発電用風力発電設備の技術基準の解釈について」，(2024)，URL:https://www.meti.go.jp/policy/safety_security/industrial_safety/oshirase/2024/04/20240403-3.pdf
(2)　経済産業省：「JIS C 1400-24:2023 風力発電システム-第 24 部：雷保護」，(2023)

©2026 IEE Japan

雷リーダの電磁波によるお迎え放電の誘発

濱田　壮汰*，池田　陽紀(奈良工業高等専門学校)

Initiation of upward connecting leaders triggered by electromagnetic waves from a lightning leader

Sota Hamada, Yoki Ikeda (National Institute of Technology, Nara College)

１．はじめに

雷放電路は，雷雲から伸びる Stepped Leader（以降リーダとする）が，地表構造物上端から伸びるストリーマ（お迎え放電）と結合し，決定される[1]。リーダが生じさせる電磁波によって，風車タワー内にはサージ電流が現れ，お迎え放電が誘発されることで，ブレードの被雷リスクが高まる危険性がある。本研究では，リーダの段階的進展に伴う電磁波によるブレード近傍の電界に着目し，数値電磁界解析の結果をもとに風車の被雷リスクについて検討した。

２．Stepped Leader の進展と停止による電磁波

図 1 はリーダの進展に伴って生じる電磁波の様子を表した概念図である。落雷の第一段階であるリーダは，一定距離ごとに進展と停止を繰り返し，段階的に延伸する。実雷観測に基づく報告[2]によれば，リーダ 1 ステップの進展距離は平均 50m 程度，進展速度は 10^5m/s 程度，停止時間は 50μs 程度である。雷が雷雲から地表に到達するまでに要する時間が数十～数百 ms 程度と言われるのはこのためである。

一方で，リーダの進展に伴って生じる電磁波は停止することなく概ね光速で拡散し，リーダに先んじて地表に到達する。この電磁波は，ブレード内のダウンコンダクタやタワーなどの導体にサージ電流を誘導する。

３．ブレード近傍の電界

図 2 に示すのは，リーダが風車に接近した状況を想定した電磁界解析モデルである。解析空間中央には，細線導体により表現したタワー高 80m，ブレード長 50m の三枚翼風車を配置する。風車の 50m 上方には，長さ 50m の細線導体を配置し，この導体に電圧を印加することでリーダを表現する。図 3 に示すように，印加電圧波形は，電磁波の到達やサージ電流を観測しやすくするため，時定数 10ns，波高値 1V のステップ波形とした。

図 4 は，上側および下側の各ブレード先端近傍における電界強度の時間変化である。時刻 $t = 0.33$μs において，上部ブレード先端における電界強度の上昇が始まり，時刻 $t = 0.7$μs において，ハブで反射した第 1 反射波が到達し，第 1 ピークに達する。時刻 $t = 1.0$μs において，ハブからの第 2 反射波と下部ブレード先端からの反射波が再来することで電界強度は低下する。その後，タワー脚部における反射波が上部ブレードに到達し，ハブからの第 3 反射波が重畳することで，時刻 $t = 1.55$μs で第 2 ピークに達する。上部ブレードにて生じたサージ電流が，下部ブレードで負反射し再来することで電界強度を弱める一方，ハブおよびタワー脚部において正反射した波が再来・重畳することで，上部ブレードの電界強度を増大させる。その結果，上部ブレードの電界強度は，第 2 ピークが最大値になったと考えられる。実規模雷（100MV）を想定すれば，電界強度の最大値は 6400kV/m に達する。

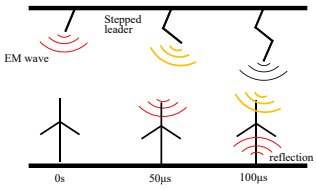


図 1　雷リーダ進展に起因する電磁波進展の様子
Fig.1. Progression of electromagnetic wave

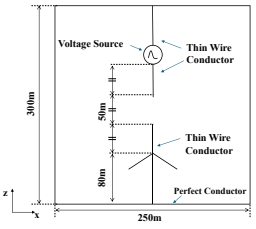


図 2　FDTD 解析モデル
Fig.2. FDTD Analysis model

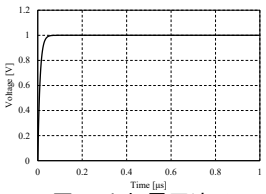


図 3　印加電圧波形
Fig.3. Imput voltege waveform

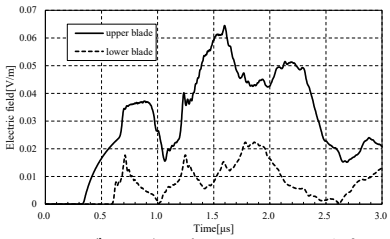


図 4　ブレード先端における電界強度
Fig.4. Electric field strength at the blade tip

４．おわりに

本研究では，数値解析の結果をもとに，リーダが作る電磁波によってブレード先端にお迎え放電を生じるに足る電界を形成し得ることを示した。ブレード長およびタワー高がリーダ 1 ステップの延伸距離（50m）の倍数である場合，ブレード先端の電界強度が増大し，被雷リスクが高まる。

文　献

(1) 石井勝:第 31 回レーザセンシングシンポジウム Vol.31, pp.32-35(2008)
(2) 鶴見，他「高電圧工学」，電気学会(1987)

©2026 IEE Japan

FDTD-based Study of Return-stroke Electric Fields Including Ionospheric Reflections for the Case of Finitely Conducting Ground

Shuta Furutani*a), Non-member, Yoshihiro Baba*, Fellow
Si Chen*, Non-member, Vladimir A. Rakov**, Non-member

1. Introduction

The interaction of lightning electromagnetic pulse (LEMP) with the ionosphere has frequently been analyzed using the finite-difference time-domain (FDTD) method[1] in the 2D cylindrical coordinate system[2]-[4] or in the 2D spherical coordinate system[4]-[9]. Yamamoto et al.[4] have computed waveforms of vertical electric field E_z on lossy ground at distances of 280, 450, and 958 km from a vertical lightning channel in both 2D cylindrical and 2D spherical coordinate systems, and compared the computed waveforms with the corresponding measured ones. Waveforms of E_z at all three distances computed in the 2D spherical coordinate system were found to agree well with the corresponding measured ones, while waveforms of E_z at 450 and 958 km computed in the 2D cylindrical coordinate system (flat-ground geometry was employed) significantly deviated from the corresponding measured ones. This demonstrated that simulations of LEMP within a few hundreds of kilometers from the channel can be accurately carried out without considering the curved ground surface or ionosphere.

In (10), waveforms of ground-level E_z, including both the ground wave and the first ionospheric reflection (skywave), were computed using the FDTD method in the 2D cylindrical coordinate system, and compared with the corresponding measured waveforms. That comparison was done for the first to fourth strokes in a negative cloud-to-ground lightning flash at a horizontal distance of 176 km from the field observation point. In (10), the perfectly conducting ground was assumed. In this paper, the same FDTD computations are carried out but for a ground with a finite conductivity of 1 and 10 mS/m. Parameters (h' and β) of the exponential atmospheric conductivity profile (Wait and Spies, 1964)[11] providing the best match to the corresponding measured waveforms of E_z are found.

2. Model

Fig. 1 shows the configuration used in the FDTD method in the 2D cylindrical coordinate system. The 2D computational domain is 280 km × 120 km, which is divided uniformly into square cells of 50 m × 50 m. The thickness of ground is set to 10 km. The thickness of atmosphere is set to 110 km. The return stroke is simulated by the modified transmission-line model with linear current decay with height (MTLL model)[12], which is expressed as follows:

$$I(z',t) = (1 - z'/H)\, I(0,t) \tag{1}$$

where $I(0, t)$ is the channel-base current, v is the propagation speed of current wave along the channel, which is set to one-half of the speed of light ($v = 0.5c$), and H is the height of the channel, which is set to 7 km.

The waveform of channel-base current is specified as the sum of the Heidler function[13] and the double-exponential function, which is expressed as follows:

$$I(0,t) = \frac{I_{01}}{\eta} \frac{\left(\frac{t}{\tau_1}\right)^2}{\left(\frac{t}{\tau_1}\right)^2 + 1} e^{-\frac{t}{\tau_2}} + I_{02}\left(e^{-\frac{t}{\tau_3}} - e^{-\frac{t}{\tau_4}}\right) \tag{2}$$

The atmospheric conductivity profile is simulated by the following simple model, in which the conductivity σ is assumed to increase exponentially with altitude[11][14]:

$$\sigma(h) = \sigma_0 \exp\left[\beta(h - h')\right] \tag{3}$$

where h is the altitude above ground level, h' and β are the reference height and the steepness of the electron density profile, respectively, and σ_0 = 2.22 μS/m is the conductivity at $h = h'$. Note that sometimes h' is referred to as the virtual reflection height of the ionosphere for VLF waves. At altitudes less than 60 km above ground level, atmospheric conductivity is usually assumed to be negligible. For this reason, we represented the bottom 60 km by free space. According to equation (3), σ(60 km) =10^{-10} S/m for β = 0.5 km^{-1} and h' = 80 km.

3. Analysis and Results

In this study, parameters h' and β were adjustable so as to achieve the best match of FDTD-computed field waveforms to the corresponding measured ones. This was done for three values of ground conductivity, ∞, 10 mS/m, and 1 mS/m. The best match between the FDTD-computed and measured waveforms of E_z was found via calculation of correlation coefficients between those waveforms for different combinations of β and h'[15]. In computing correlation coefficients, β was varied from 0.2 to 1.0 km^{-1} and h' from 60 to 95 km. Table 1 gives comparison of h', for which the highest correlation was obtained for the case of a ground conductivity of 1 mS/m, with the ionospheric reflection height h'' estimated based on the difference between the arrival times of 80% of FDTD-computed dEz/dt peaks of the ground wave and the first skywave. Note that the maximum difference in h' among ∞, 10 mS/m, and 1 mS/m is 1 km, and there is no difference in β due to ground conductivity change. It follows from Table 1 that h' agrees well with h'' for all four strokes considered. Also, it appears from Fig. 2 and Table 1 that both h' and h'' decrease with increasing stroke order. Fig. 3 shows the FDTD-computed waveform of E_z produced by the fourth stroke when the atmospheric conductivity profile parameters are set to β = 0.2 and h' = 71 km along with the corresponding measured waveform taken from (16).

4. Conclusions

Waveforms of ground-level E_z produced by the first to fourth strokes in a negative cloud-to-ground lightning flash at a distance of 176 km from the field observation point, including both the ground wave and the first ionospheric reflection, have been

©2026 IEE Japan

computed using the FDTD method in the 2D cylindrical coordinate system. The correlation coefficient maps for β and h' (parameters of the exponential atmospheric conductivity profile) to fit the corresponding measured waveforms of E_z taken from (16) have been obtained. Parameters of the exponential atmospheric conductivity profile providing the best match to the corresponding measured daytime electric fields are found. The best-match parameters are not much influenced by the ground conductivity.

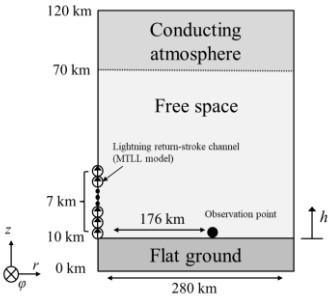
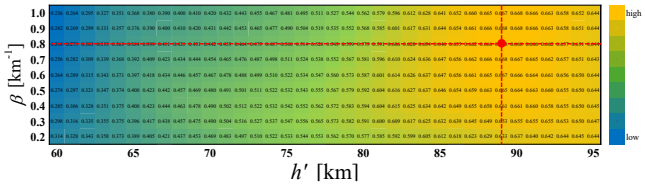
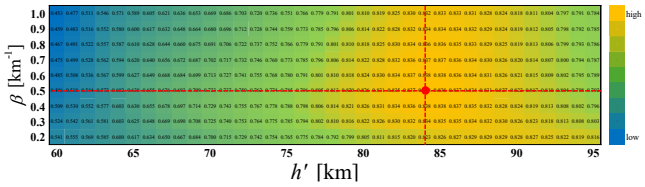


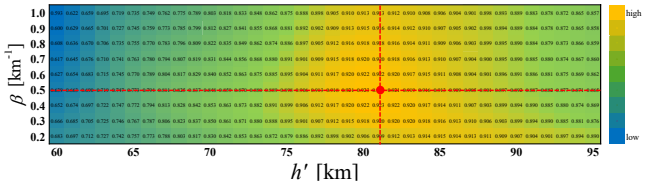
Fig.1. Configuration of the computational domain (not to scale) used in the FDTD simulation in the 2D cylindrical coordinate system.



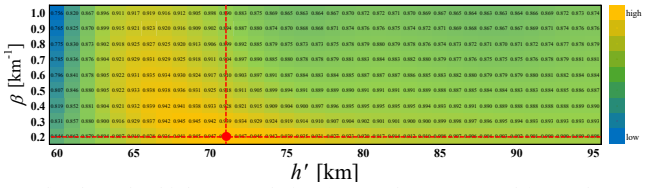
(a) 1st stroke, highest correlation (0.668) for $\beta = 0.8$ and $h' = 89$ km



(b) 2nd stroke, highest correlation (0.838) for $\beta = 0.5$ and $h' = 84$ km



(c) 3rd stroke, highest correlation (0.923) for $\beta = 0.5$ and $h' = 81$ km



(d) 4th stroke, highest correlation (0.948) for $\beta = 0.2$ and $h' = 71$ km

Fig. 2. Correlation coefficient maps for β and h' used to find the best fit between the FDTD-computed (with a ground conductivity of 1 mS/m) and measured E_z waveforms. Panels (a), (b), (c), and (d) correspond to the 1st, 2nd, 3rd, and 4th strokes of the negative cloud-to-ground lightning flash presented in (16), respectively.

Table 1. Comparison of the ionospheric reference heights based on the waveform matching procedure used here (h') and on the delay of the first skywave peak relative to the ground wave peak (h'') for a ground conductivity of 1 mS/m.

Stroke order	h'', km	h', km	Difference, %
1st	89	89	0
2nd	83	84	1
3rd	80	81	1
4th	65	71	9

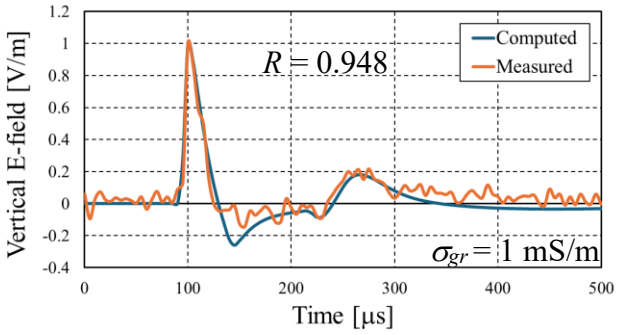


Fig. 3. Measured and best-match FDTD-computed (with a ground conductivity σ_{gr} of 1 mS/m) waveforms of E_z for the 4th stroke of the negative cloud-to-ground lightning flash presented in (16). R is the best-match correlation coefficient (see Fig. 2 (d)).

References

(1) K. S. Yee: "Numerical solution of initial boundary value problems involving Maxwell's equations in isotropic media," IEEE Trans. Antennas and Propagation, vol. 14, no. 3, pp. 302-307 (1966)
(2) T. H. Tran, Y. Baba, V. B. Somu, and V. A. Rakov: "FDTD modeling of LEMP propagation in the Earth-ionosphere waveguide with emphasis on realistic representation of lightning source," J. Geophys. Res., vol. 122, pp. 12918-12937 (2017)
(3) W. Hou, M. Azadifar, M. Rubinstein, F. Rachidi, and Q. Zhang: "The polarity reversal of lightning-generated sky wave," J. Geophys. Res., vol. 125, no. 17, doi: 10.1029/2020JD032448 (2020)
(4) J. Yamamoto, Y. Baba, T, H. Tran, and V. A. Rakov: "Simulation of the propagation of lightning electromagnetic pulses in the Earth-ionosphere waveguide using the FDTD method in the 2-D spherical coordinate system," IEEJ Trans. EEE, vol. 15, no. 3, doi: 10.1002/tee.23060 (2020)
(5) M. Thévenot, J. P. Bérenger, T. Monediére, and F. Jecko: "A FDTD scheme for the computation of VLF-LF propagation in the anisotropic earth-ionosphere waveguide," Annales Des Télécommunications, vol. 54, pp. 297-310 (1999)
(6) J. P. Bérenger: "FDTD computation of VLF-LF propagation in the Earth-ionosphere waveguide," Annales Des Télécommunications, vol. 57, pp. 1059-1090 (2002)
(7) M. Azadifar, D. Li, F. Rachidi, M. Rubinstein, G. Diendorfer, W. Schulz, H. Pichler, V. A. Rakov, M. Paolone, and D. Pavanello: "Analysis of lightning-ionosphere interaction using simultaneous records of source current and 380 km distant electric field," J. Atmos. Sol. Terr. Phys., vol.159, pp.48-56 (2017)
(8) D. Li, A. Luque, F. Rachidi, M. Rubinstein, M. Azadifar, G. Diendorfer, and H. Pichler: "The propagation effects of lightning electromagnetic fields over mountainous terrain in the earth-ionosphere waveguide, J. Geophys. Res., vol. 124, no. 24, doi:10.1029/2018JD030014, pp. 14198-14219 (2019)
(9) N. Kato, J. Yamamoto, Y. Baba, T. H. Tran, and V. A. Rakov: "FDTD simulations of LEMP propagation in the earth-ionosphere waveguide using different lightning models," IEEE Trans. EMC, vol. 63, no. 4, pp. 1107-1117 (2021)
(10) K. Ryokume, S. Furutani, Y. Baba, S. Chen, and V. A. Rakov: "FDTD computation of electric fields associated with lightning return strokes: Search for model parameters providing best match to measured fields," Annual Conference of PES, IEEJ, no. E5, Okinawa, Japan (2025)
(11) J. Wait, and K. P. Spies: "Characteristics of the Earth-ionosphere waveguide for VLF radio waves," National Bureau of Standards, Boulder, Colorado, NBS Tech. Note 300 (1964)
(12) V. A. Rakov, and A. A. Dulzon: "Calculated electromagnetic fields of lightning return stroke" (in Russian), Tekh. Elektrodin., vol. 1, pp. 87-89 (1987)
(13) F. Heidler: "Analitsche blitzstromfunktion zur LEMP- berechnung" (in German), 18th Int. Conf. on Lightning Protection, Munich, Germany (1985)
(14) E. D Schmitter: "Remote sensing and modeling of lightning caused long recovery events within the lower ionosphere using VLF/LF radio wave propagation," Adv. in Radio Sci., vol. 12, pp. 241-250 (2014)
(15) Z. Qin, M. Chen, B. Zhu, and Y. Du: "An improved ray theory and transfer matrix method-based model for lightning electromagnetic pulses propagating in Earth-ionosphere waveguide and its applications," J. Geophys. Res.: Atmospheres, vol. 122, no. 2, pp. 712-727 (2017)
(16) V. B. Somu, V. A. Rakov, M. A. Haddad, and S. A. Cummer: "A study of changes in apparent ionospheric reflection height within individual lightning flashes," J. Atmos. Sol. Terr. Phys., vol. 136, Part A, pp. 66-79 (2015)

©2026 IEE Japan

雷電磁界波形判別への機械学習の応用に関する一検討

仁木 翔大*，馬場 吉弘（同志社大学） 齋藤 幹久（電力中央研究所） 石井 勝（東京大学）

An Application of a Machine Learning Algorithm to the Classification of Lightning Electromagnetic Field Waveforms

Shota Niki, Yoshihiro Baba (Doshisha University), Mikihisa Saito (CRIEPI), Masaru Ishii (University of Tokyo)

1. 諸言

雲放電（IC）と対地放電（CG）を雷電磁界パルス（LEMP）波形からより正確に分類することは，雷位置標定システム（LLS）の性能向上に寄与する。最近，LEMP波形に基づく雷放電種別の分類に，種々の機械学習法が適用され，その有効性が示され始めている。例えば，文献(1)では，一次元畳み込みニューラルネットワーク（1D-CNN）を用いてLEMP波形が10種類に分類されており，平均97.55%の正解率が示されている。文献(2)では，サポートベクトルマシン（SVM）により，LEMPが+CG，−CG，+ICおよび−ICの4種類に判別され，平均97%の正解率が示されている。文献(3)では，SVM，多層パーセプトロン（MLP），全畳み込みネットワーク（FCN），残差ネットワーク（ResNet）の4つの機械学習法がLEMP波形分類に適用され，その中でResNetが最も優れていることが示されている。本論文では，比較的単純な機械学習法である決定木（Decision Tree）を用いて，LEMP波形を+CG，−CG，+ICおよび−ICの4種類に判別し，その性能を評価する。

2. 方法

2.1 学習用データとテストデータ

Fig. 1 に，+CG，−CG，+IC および−IC に対応する代表的な垂直方向電界波形を示す[4]。なお，Fig. 1 では，下向き電界を正極性として定義している。Fig. 1 の左上および右上に示されるような立ち上がりの急峻な波形を測定データ群から抽出し，CG として定義し，Fig. 1 の左下および右下に示されるような短い両極性の波形は，IC として定義した。CG と IC のいずれについても，各イベントの極性は最初のピーク値の符号によって定義し，これにより +CG，−CG，+IC および−IC の 4 種類に判別した。なお，本論文で解析したデータは，東京大学によって測定された垂直電界波形である[5]。Table 1 に示すように，測定データ群から抽出したこれら 4 種類（合計 1128 波形）の 80%（902 波形）を学習用データとし，残りの 20%（226 波形）をテスト用データとした。

2.2 評価指標

本論文では，混合行列により判別性能評価を行う。Fig. 2 には，CG と IC の 2 値分類を仮定した混同行列の例を示す。Fig. 2 の A は真の CG 波形に対して CG と予測された波形数を，B は真の CG 波形に対して IC と予測された波形数，C は真の IC 波形に対して CG と予測された波形数，D は真の IC 波形に対して IC と予測された波形数を示している。本論文で扱う 4 種類分類の場合も，やや複雑にはなるものの同様に混同行列を定義できる。

ただし，本論文で扱うデータは，クラスごとのデータ数に偏りがあるため，正解率（正しく分類された放電種別の数／放電種別データ点の総数. Fig. 2 では，(A+D)/(A+B+C+D)）だけでは性能を正確に評価できない。これは，全体の正解率が高くても，データ量の多い -CG や+CG のみが正しく分類されているという状況が考えられるためである。したがって， 混同行列に加え，適合率（Precision. A/(A+C), D/(B+D)），再現率（Recall. A/(A+B), D/(C+D)），および F1 スコア（適合率と再現率の調和平均．2A/(2A+B+C)，2D/(B+C+2D)）も用いて評価を行う。

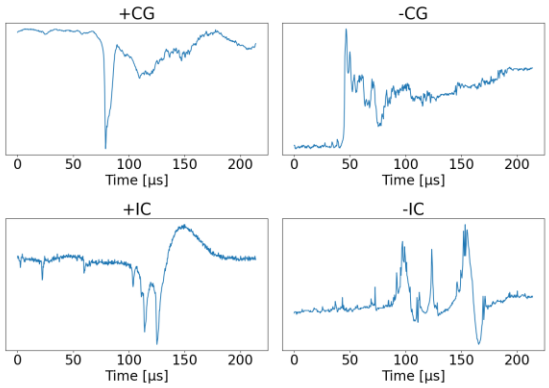


Fig. 1. Typical waveforms of vertical electric field associated with +CG, -CG, +IC, and -IC[4]. The downward-directed electric field is defined as positive.

Table 1. Numbers of +CG, −CG, +IC, and −IC extracted from the measured data[5] for training and testing.

	+CG	-CG	+IC	-IC	Total
Training data	234	516	78	74	902
Testing data	59	129	20	18	226

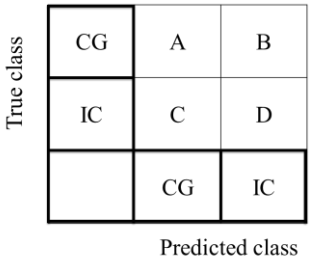


Fig. 2. Example of a confusion matrix for classifying two classes: CG and IC.

©2026 IEE Japan

2.3 従来の判別法

本論文では，文献(6)に示されている基準を用いたしきい値に基づく判別法を従来法とする。LEMP に対するパラメータ設定およびしきい値の定義は，他にも存在するが(7)，本論文では，文献(6)に示されている方法と判別性能の比較を行う。

2.4 決定木を用いた判別法

決定木とは，教師あり学習の代表的な分類法の 1 つである。与えられたデータに対して，Yes / No で答えられるような条件分岐を繰り返すことで，階層的にクラス分類を行うアルゴリズムである。各分岐点では，分類誤差を最小化するように特徴量の中から最適な条件を選択し，データを 2 分割する。この操作を繰り返してツリー構造を構築し，最終的に各終端ノードがクラスラベルに対応する。決定木の利点としては，分類の根拠がツリー構造として可視化できるため説明性が高いこと，前処理がほとんど不要であり，特徴量のスケーリングや正規化を必要としないこと，非線形な関係を持つデータにも対応可能であることが挙げられる。一方，過学習を引き起こしやすいという欠点もある。

3. 結果

従来法による全体の正解率は 62%である。一方，決定木による全体の正解率は，これより高く，77%である。

Fig. 3 に決定木による混合行列を示す。また，Table 2 に，決定木による適合率（Precision），再現率（Recall），および F1 スコアを示す。同表の（ ）内は，従来法による結果を示している。Table 2 より，決定木による+CG および-CG の判別の適合率，再現率および FI スコアは，それぞれ 80%から 90%程度であり，判別性能が高いことがわかる。一方，+IC および-IC 判別については，これらの評価指標は 20 から 40%程度と低くなっている。数が多い+CG（全体の 26%）や-CG（全体の 57%）の適合率が 80%や 90%と高くても，それらを+IC や-IC に誤判別する数が，データ数が少ない+IC（全体の 9%）および-IC（全体の 8%）の適合率に大きな影響を与えていることが確認される。また，+IC を-IC に誤判別している割合，-IC を-CG に誤判別している割合が高く，これらが+IC および-IC の再現率を低くしている。

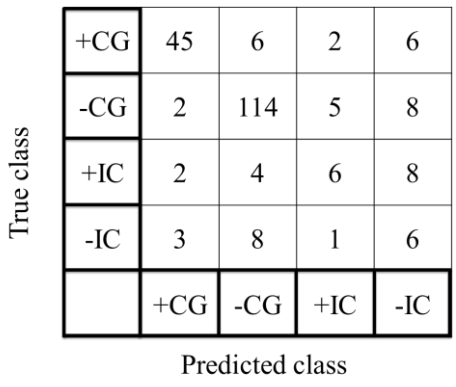


Fig. 3. Confusion matrix for classifying +CG, -CG, +IC, and -IC based on the decision tree method.

Table 2. Classification results based on the decision tree method.

	Precision, %	Recall, %	F1-score, %	Total number
+CG	87 (96)	76 (41)	81 (57)	59
-CG	86 (90)	88 (55)	87 (68)	129
+IC	43 (30)	30 (70)	35 (42)	20
-IC	21 (12)	33 (50)	26 (19)	18

* Number in parentheses is evaluated using the conventional method

決定木による判別と従来法による判別を比較すると，+CG および-CG に関しては，適合率が数%低下し，+IC および-IC の再現率が約 20 から 40%低下しているが，+IC および-IC の適合率が約 10%上昇し，+CG および-CG の再現率が約 30%上昇している。F1 スコアは，-IC については 7%低下しているが，+CG および-CG が約 20%上昇し，+IC が 7%上昇しているため，決定木の適用により判別性能は高まっている。

4. 結言

本論文では，決定木を用いて，LEMP 波形を+CG，−CG，+IC，−IC の 4 種類に判別し，その判別性能を従来法によるものと比較した。合計 1128 の LEMP 波形の 80%を学習用データに，20%をテスト用データとした。それぞれのデータセットにおいて，+CG，-CG，+IC，-IC の割合は 26%，57%，9%，8%であり，+IC および-IC が相対的に少ない。

決定木による判別と従来法による判別を比較すると，+CG および-CG に関しては，適合率が数%低下し，+IC および-IC の再現率が約 20 から 40%低下したが，+IC および-IC の適合率が約 10%上昇し，+CG および-CG の再現率が約 30%上昇した。F1 スコアは，-IC については 7%低下したが，+CG および-CG が約 20%上昇し，+IC が 7%上昇した。また，決定木による全体の正解率は，従来法によるものより 15%上昇し 77%となった。決定木の適用により判別性能は高まったと言える。他の機械学習法の適用についても検討し，+IC および-IC の判別性能を高めることが，今後の課題である。

文　献

(1) J. Wang, Q. Huang, Q. Ma, S. Chang, J. He, H. Wang, X. Zhou, F. Xiao, and C. Gao: “Classification of VLF/LF lightning signals using sensors and deep learning methods,” Sensors, vol. 20, doi:10.3390/s20041030 (2020)
(2) Y. Zhu, P. Bitzer, V. Rakov, and Z. Ding: “A machine-learning approach to classify cloud-to-ground and intracloud lightning,” Geophys. Res. Lett., vol. 48, doi:10.1029/2020GL091148 (2021)
(3) A. F. R. Leal, G. A. V. S. Ferreira, and W. L. N. Matos: “Performance analysis of artificial intelligence approaches for LEMP classification,” Remote Sensing, vol. 15, doi:10.3390/rs15245635 (2023)
(4) 金森大耀，馬場吉弘，齋藤幹久，石井勝：「機械学習を用いた雷撃に伴う雷電磁界パルス波形の判別」，電気学会高電圧研究会，no. HV-25-065, pp. 9-14 (2025)
(5) 齋藤幹久：「日本海側における冬季落雷の電磁界観測による研究」，東京大学学位論文 pp.1-163 (2009)
(6) 北條準一，石井勝，河村達雄，鈴木福宗，小室弘，塩釜誠：「落雷 に伴う電磁界変化波形の特性と評価法」，電気学会論文誌 B, vol. 108, no. 4, pp. 165-172 (1988)
(7) 川村裕直：「北陸地域の落雷位置標定システムの精度評価」，電気設備学会誌, vol. 27, no. 11, pp. 889-892 (2007)

©2026 IEE Japan

スーパーボルト（超強落雷）予測技術の確立に関する分析結果

藤城 伸也，斎藤 宣俊(中部電力パワーグリッド(株))，田尻 貴浩(中部電力(株))
秦 駿斗(日本気象協会)

Analysis Results into Establishing a Prediction Technology for Superbolt Lightning

Shinya Fujishiro, Nobutoshi Saito (Chubu Electric Power Grid Co., Inc.), Takahiro Tajiri (Chubu Electric Power Co., Inc.)
Shunto Hata (Japan Weather Association)

１．まえがき

200kA 以上の極めて強力な落雷であるスーパーボルト（以下，「SB」と呼ぶ。）は，社会インフラに甚大な被害をもたらすことがある。特に，基幹系統の送電線への SB は，大規模停電に至るリスクがあり，近年の IT 技術の普及等に伴い電力の安定供給の重要性がより高まっていることから，このような被害を低減することが求められている。

この背景を踏まえると，大規模停電リスクを最小限に抑えるためには，少なくとも 30 分のリードタイムを確保したうえで SB の発生を予測できる技術を確立する必要がある。

本稿では，電力設備の保守に活用されている落雷位置標定システム（以下，「LLS」と呼ぶ。）の観測データを用いて実施した SB 予測に向けた分析結果を述べる。

なお，中部電力パワーグリッド管内の 500kV 送電線では，300kA 以上の落雷によりルート停止が発生した事例がある。このため，本分析ではこの 300kA を判定基準として扱う。

２．500kV 南信幹線に関する統計

表 1 は，2019 年から 2024 年に中部電力パワーグリッド管内における，愛知県豊根村から北北東に位置する長野県駒ヶ根市間を連系する長野エリアの要である 500kV 南信幹線（亘長：69.7km）から 10km 圏内で LLS が標定した落雷の電流値に関する統計調査結果である。

本結果から，送電線がルート停止する可能性がある 300 kA 以上の電流値を持つ落雷が記録された日において，本送電線の 10 km 以内で約 700 件/日の落雷が発生していることが確認された。

表 1 条件 A に該当する日の I_L[kA]の範囲の落雷数(6 か年 平均値)
Table.1 Number of lightning strokes within the I_L [kA] range on days corresponding to Condition A (6-year average)

	条件A 落雷電流（最大）の条件			
落雷電流I_L[kA]の範囲	$I_L \leqq$-300kA もしくは 300kA$\leqq I_L$	-300kA$< I_L <$-200kA	-200kA$< I_L <$-100kA	-100kA$< I_L <$100kA
$I_L \leqq$-300kA	8	0	0	0
-300kA$< I_L \leqq$-200kA	25	11	0	0
-200kA$< I_L \leqq$-100kA	92	93	32	0
-100kA$< I_L <$0kA	1,550	3,819	1,141	293
0kA$< I_L <$100kA	1,087	2,040	700	252
100kA$\leqq I_L <$200kA	8	9	9	0
200kA$\leqq I_L <$300kA	2	5	0	0
300kA$\leqq I_L$	3	0	0	0
合 計 (A)	2,774	5,978	1,883	545
条件A該当日の割合[%]	25%	53%	17%	5%
日数	4	8	13	34
合計(A) / 日数※	694	747	145	16

※ 条件1に該当する日の平均落雷数[落雷数/日]

３．SB の予測に向けた分析

表 1 に示す特徴を考慮し，当該 6 か年のデータを条件 A に該当する日ごとで負極性落雷の電流値が「300kA 以上」「200kA 以上 300kA 未満」「100kA 以上 200kA 未満」「100kA 未満」の 4 カテゴリーに分類した。各カテゴリーから負極性落雷を 10 件ずつ無作為抽出（ランダム選定）し，300kA 以上の SB の発生タイミングと位置を予測するための分析を行った。

なお，解析対象期間は SB 発生前の 35～90 分までとする。理由は以下の通りである。

a) SB 発生の約 90 分前以降から，50km 圏内での落雷活動が活発化する傾向があるため。
b) LLS からの情報を処理し予測結果を出力するまでのシステム余裕時間 5 分に加え，30 分のリードタイムを確保するため。

(1) 落雷電流の標準偏差 σ による分析

図 1 は，選定した落雷から半径 50km 圏内において，当該落雷発生前 35 分から 90 分の間に観測された「全落雷電流の標準偏差 σ」と「選定した落雷電流値 I」の関係を示した相関図である。

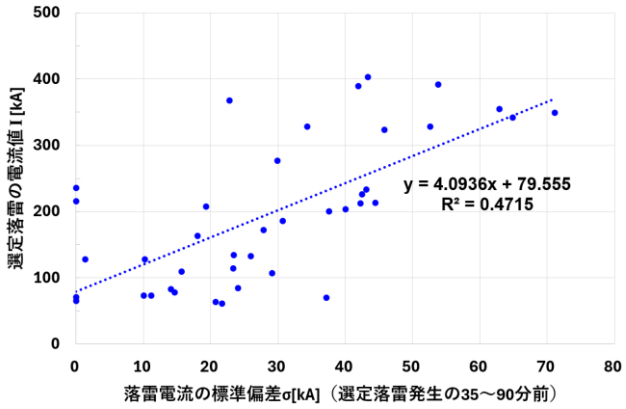


図 1 落雷電流の標準偏差 σ と選定落雷の電流値 I
Fig.1 Standard deviation σ of lightning current and lightning current value I of the selected stroke

©2026 IEE Japan

両者の間には正の相関が認められ，特に標準偏差 σ が 30kA を超える場合において，300kA 以上の SB が発生しやすい傾向が認められる。

(2) 電流加重中心の位置推移による分析

SB 位置の予測として，直前に発生した落雷の移動に着目した手法を検討した。落雷の代表位置を電流値で重みづけした落雷中心として定義（以下,「電流加重中心」と呼ぶ。）し，その移動特性から SB 発生位置を推定する。

選定した落雷から 50km 圏内かつ発生前 35～90 分の期間における過去 20 分間のスライディングウィンドウを行い，式(1)および(2)を用いて電流加重中心を算出した。

$$lat_{加重} = \frac{\sum(lat_i \times |I_{Li}|)}{\sum|I_{Li}|} \quad \cdots \quad (1)$$

$$lon_{加重} = \frac{\sum(lon_i \times |I_{Li}|)}{\sum|I_{Li}|} \quad \cdots \quad (2)$$

$lat_{加重}$：電流加重中心の位置（緯度）

lat_i：落雷位置(緯度)

$lon_{加重}$：電流加重中心の位置(経度)

lon_i：落雷位置(経度)

$|I_{Li}|$：負極性落雷の電流絶対値

表 2　300kA 以上 SB 発生位置の推定結果
Table.2 Estimated occurrence locations of superbolts with peak currents of 300 kA or greater

年	月	日	時	分	落雷電流	緯度	経度	接近速度 [km/h]	想定誤差 [km]	決定定数R^2	標準誤差 [km]
2020	5	6	16	48	328.2	35.455	137.870	14	1.1	0.93	0.9
2020	8	2	20	41	389.2	35.711	137.596	-36	52.7	0.54	4.6
2020	9	3	12	53	403.1	35.123	137.744	9	12.7	0.21	2.2
2020	9	18	18	44	367.3	35.130	138.025	-10	48.3	0.40	1.9
2022	7	27	9	41	341.8	35.240	137.793	18	23.0	0.98	0.3
2022	9	8	8	58	349.4	35.204	137.790	3	10.1	0.03	1.1
2022	9	23	22	32	354.4	35.162	137.709	28	16.1	0.92	1.6
2023	7	27	14	29	328.0	35.623	138.086	44	-11.9	0.76	5.6
2023	8	21	1	14	323.7	35.120	137.738	4	31.4	0.11	2.6
2024	8	27	21	53	391.6	35.089	137.763	17	10.6	0.81	1.5

表 2 は，選定した落雷のうち 300kA 以上の SB を対象に発生前 35～90 分の電流加重中心の位置情報を用いた線形回帰分析を行い，落雷発生位置を推定した結果である。

決定係数 R^2 が 0.6 以上の場合において，概ね 20km 以内の想定誤差で位置推定が可能であることが確認された。

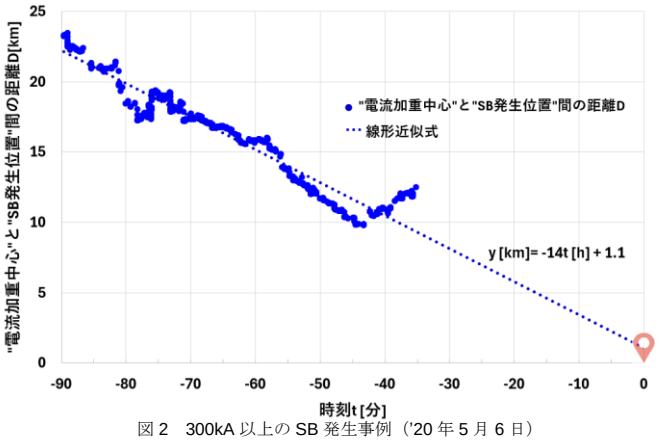


図 2　300kA 以上の SB 発生事例（'20 年 5 月 6 日）
Fig.2 Example of a superbolt with a peak current of 300 kA or greater (May 6, 2020) value I of the selected stroke

図 2 は，300kA 以上の SB 発生事例（2020 年 5 月 6 日）における，”電流加重中心”と”SB 発生位置”間の距離の時間推移および線形近似式を示している。

本事例では、SB 発生の 90 分前から約 14km/h の速度で電流加重中心が SB 発生地点へ接近する挙動が観測できる。

4．まとめ

本稿では，負極性落雷の「電流値の標準偏差 σ」および「電流加重中心の位置推移」が，SB の発生時期および位置の予測指標に寄与し得る可能性が示唆された。

今後は，他の送電線への適用分析に加え，ランダムフォレスト等の機械学習手法を用いた予測アルゴリズムの高度化を推進する予定である。

文　献

(1) 青山，山岡，本山：「落雷位置標定システムより得られた雷性状の送電設備の耐雷設計への適用」，電学論 B, 119,pp.1298-1307,1999
(2) 小林 文明：「雷」，成山堂書店, 2020
(3) Leonardo PORRAS etc.：「Supervision and Forecast of lightning threat on Transmission Lines」,CIGRE 2024 Paris Session C4 PS3 No.11736

©2026 IEE Japan

島根県益田市での雷電流観測結果

道下　幸志*（静岡大学），高野　浩二（九州電力）

Measurement of lightning current waveforms at Masada

Koji Michishita (Shizuoka University) Koji Takano (Kyushu Electric Power Co.)

１．まえがき

著者らは島根県益田市で雷電流観測を実施している[1]。本報告では 2013 年からの測定結果を整理し、併せて 2025 年 9 月に観測された負極性雷電流波形について述べる。

２．観測及び結果

観測点は島根県益田市の高津川河口にある風車であり、2013 年以来 34 例の雷電流が観測されている。観測システムは著者らが観測を実施している仁賀保高原風力発電所と同様である[2]。測定システムの詳細を Table 1 に示す。

Table 1 Specification of current measurement

	2013.12-2016.10	2016.10-
Frequency range	0.8 Hz - 1 MHz	
Maximum current	100 kA	
Trigger threshold	1.0 kA	
Amplitude resolution	12 bits	
Sampling interval	100 ns	200 ns
Total recording time	500 ms	1 s
Pre-trigger position	20%	5%

Fig.1 に年毎の観測落雷数を示す。2018 年を除き毎年落雷が観測されているが、年毎の観測数は 1-7 件であり、12 月から 3 月の冬季に 29 件(12 月 6 件、１月 12 件、2 月 6 件、3 月 5 件)が観測されている。他の月は 11 月が 1 件、4 月が 3 件、9 月が 1 件となっている。落雷が冬期に集中している様子は、他の日本海沿岸地域と同様であるが[2]、著者らが雷観測を実施している秋田県では 12-1 月が多く、益田市では発雷時期が遅れている印象がある。7 件を除く 27 件が負極性雷であり、その比率は 79.4%と秋田県(75%)と比較すると若干高くなっている[2]。

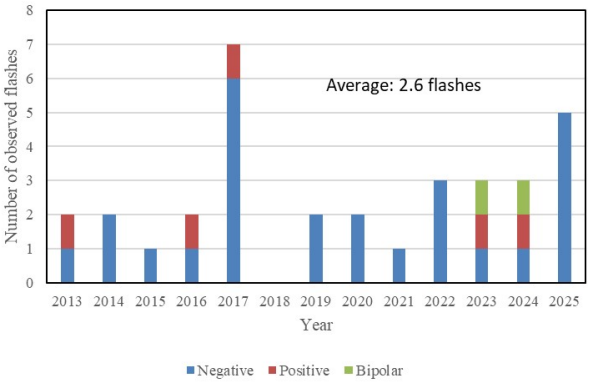


Fig.1 Yearly variation of observed flashes

電流波形の ICC(Initial Continuous Current)の有無から 9 月の 1 例を除く 33 例が上向きのリーダにより開始された上向き雷であった。23 例の冬期負極性雷の電流及び電荷量の中央値は 7.8kA，37C であり、各々3.5kA，13C の仁賀保の測定結果[2]よりも電流波高値も電荷量変化の中央値は大きい。5 例の冬期正極性雷の電流及び電荷量の中央値は 2.3kA、26.6C であり、3.8kA 及び 14C の仁賀保の測定結果より電荷量は大きい。両極性は２例であるが中央値は 8.8kA,71C で、8.8kA、89.6C の仁賀保の測定結果とほぼ等しくなった。

Fig.2 に 9 月に観測された負極性第一雷撃の観測結果を示している。波頭部の急峻な部分は 10μs で-96.6kA に達し、その後ピーク値に達しているが、残念ながらスケールオーバで真の波高値は不明である。この雷撃の電荷量変化は 12.1C 以上であり、第一雷撃の中央値（5.2C）よりも２倍以上大きい。

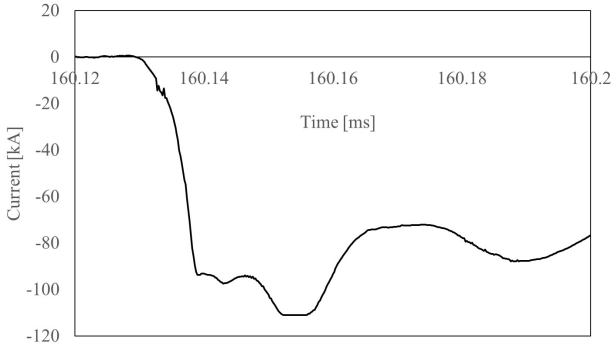


Fig.2 Measured first return-stroke current waveform.

著者らは長年高さが約 100m 以下の構造物での雷観測を実施してきている。これは、データの取得効率は低いが、広範な観測範囲をもつ電磁界波形との相関を論じる上では構造物の影響を極力排除する必要があると考えたためである。構造物の高さが高いと光速で伝搬する構造物を流れる電流からの放射電磁界の影響が大きく、放電路の影響よりもこの部分の影響が大きく耐雷設計上重要な下向き雷と電磁界の相関を論じる上で難があるためである。今後,電磁界との相関を論じる予定である。

文　献

(1) K. Michishita, et al., XIV SIPDA, 6-1, Natal, (2017.10)

(2) K. Michishita, et al., IEEE Trans. EMC, 61, 3, 807-814 (2019)

©2026 IEE Japan

雷極性と風車ブレードへの異常着雷

今元　賢*，池田　陽紀（奈良工業高等専門学校）

An abnormal lightning strike on a wind turbine blade depends on the lightning polarity

Satoshi Imamoto, Yoki Ikeda (National Institute of Technology Nara college)

１．緒言

近年の風車は，レセプタをはじめとする雷保護システムを有する例が多いが，それでも雷による事故は後を絶たず，運転継続が難しくなる規模の被害を受けることがしばしばある(1)。その原因として，レセプタが雷を捕捉し損ねること（異常着雷）が挙げられる。この異常着雷の発生条件は未だ明確にはなっていない。雷放電路の形成には，ブレード周辺の電界分布が深く関係することから，ブレードの配置や雷リーダの接近方向，極性などにより放電路は大きく変化するものと考えられる。JIS 規格(2)においても，雷リーダの接近方向を考慮し，様々な角度の配置において試験することが奨励されている。

本研究では，簡易模擬ブレードによる縮小実験により，ブレードへのリーダ接近位置や雷極性による放電路の違いについて検討した。

２．簡易模擬ブレードによる実験

図 1 は，模擬ブレードの構造を示す模式図である。風車のブレードは，繊維強化プラスチック（FRP）の骨格および外装と表面や内部に配置されるレセプタやダウンコンダクタなどの導体部品から構成される。模擬ブレードを構成する 2 枚のアクリル樹脂板，低頭ネジ，銅テープは，それぞれブレードの表裏外装，レセプタ，ダウンコンダクタを表現している。このブレードモデルを水平に置き，その上方に配置した棒電極に電圧を印加し，ブレード表面において生じる放電をデジタルカメラにより光学観測した。

実験は，棒電極や銅テープの配置，印加電圧極性を変えつつ，各ケースについて複数回実施した。撮影した放電路の位置や形状から，異常着雷の発生について検討した。

３．印加電圧極性による放電路の違い

図 2 に示すのは，印加電圧を負極性とした場合に形成された放電路である。放電路は，棒電極角部分と低頭ネジを直接結ぶように生じており，ブレード面と垂直に近い角度で接している。同ケースにおける観測結果の全てにおいて同様の放電路が形成され，再現性が確認されている。

図 3 に示すのは，印加電圧を正極性とした場合に形成される放電路である。負極性の場合とは異なり，低頭ネジよりも紙面やや右よりの位置でブレード面に到達しており，沿面放電を生じている。同ケースにおける 10 回の試行のうち，7 回において同様の放電路が形成された。これは，放電路が形成される位置が，電極間における電界の向きによって決まり，印加電圧極性が正極性の場合は，棒電極側からブレードに向けて生じることに起因する。

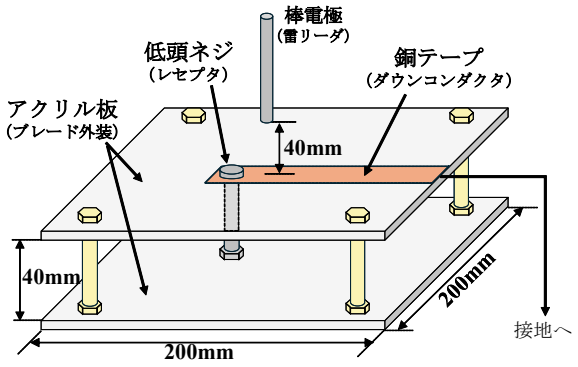


図 1　簡易ブレードモデル
Fig.1. A simplified blade model for a discharge experiment

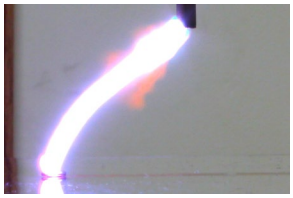


図 2　負極性の場合
Fig.2. Negative polarity

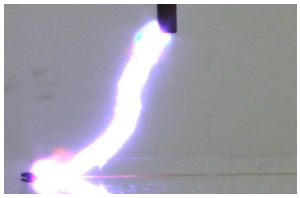


図 3　正極性の場合
Fig.3. Positive polarity

この結果から，レセプタ近傍における沿面放電は正極性雷の場合に生じやすいことを示唆しており，冬季雷地域における異常着雷に起因したブレード破損事故が多い要因の一つであると考えられる。

４．結言

本研究では縮小実験の結果から，ブレード被雷時の放電路が雷極性によって明確な違いがあることを示した。また，雷の極性が正の場合に，レセプタを外れる異常着雷が生じやすくなる可能性を示した。

文　献

(1)　羽後風力発電株式会社：「本荘港風力発電所 ブレード折損事故に関する報告」, 第 15 回新エネルギー発電設備 事故対応・構造強度 WG 資料 1-1-1 (2019)

(2)　日本工業規格: 風車－第 24 部：雷保護, JIS C1400-24：2023

©2026 IEE Japan

内灘風力発電所の避雷塔と風車への冬季の落雷と500hpa 面気温との関係

中村　晃*，箕輪　昌幸（愛知工業大学）

Relationship between winter lightning strikes to the lightning tower and wind turbine at Uchinada wind power plant and 500 hPa level temperature

Akira Nakamura, Masayuki Minowa (Aichi Institute of Technology)

１．まえがき

日本海側では、冬季雷による風車の雷被害が問題となっている。有効な対策の実施には落雷様相を把握することが重要である。筆者らは、先行研究において、内灘風力発電所における 2004 年度から 2024 年度までの落雷観測結果を用いて本発電所への冬季の落雷様相と 500hpa 面の気温について検討した結果、最大電流値および電気量の大きい雷も小さい雷も 500hpa 面の気温-32℃付近に分布していることを示した [(1)]。本報告ではこれを踏まえ、避雷塔への落雷および風車への落雷と高層の 500hpa 面気温との関係について調査した結果を示す。

２．内灘風力発電所の雷観測体制

本発電所は日本海に面した内灘砂丘の上にある。本発電所は 2004 年に運転を開始し、それと同時に風車と避雷塔で雷電流観測を行っている。本発電所は日本海に接する内灘町総合公園内、標高 41.2m に設置されている。本発電所では風車と避雷塔がそれぞれ 1 基ずつ設置されており、避雷塔は風車から北西方向に 45.5m 離れた地点にある。風車の最高到達高さは 100.25m であり、避雷塔の高さは 104.99m である。雷電流観測は風車および避雷塔にロゴスキーコイルを設置して行った。風車に設置された観測装置の最大測定定格電流値は±50 kA、避雷塔の最大測定定格電流値は±100kA である。なお、観測装置はシステムテ上、定格電流値の 1.28 倍までは観測可能になっている。トリガレベルはそれぞれ最大測定定格電流値の 3%である。電流波形の記録時間は 350ms であり、最大サンプリング周波数は 4MHz である。

3. 落雷観測結果と 500hpa 面気温の調査

2004 年度から 2024 年度の 20 年間にわたる落雷電流観測により確認された落雷の総数は 376 件（避雷塔 236 件、風車 140 件）であった。この落雷電流観測の記録のうち、冬季(11 月―3 月)において日時が正確に記録でき、かつ、気象庁の高層気温記録 [(2)] のあるものは合計 342 件(避雷塔 215 件、風車 127 件）である。これらについて 500hpa 面の気温との関係について検討を行った。なお、500hpa 面(約 5700m)の気温は雷活動と関係する積乱雲の発生に関与している [(3)]。

4.　内灘風力発電所への落雷の最大電流値および電気量と 500hpa 面気温との関係

4.1　内灘風力発電所における落雷観測時の 500hpa 面の気温

本発電所における風車への落雷時および避雷塔への落雷時、それぞれの 500hpa 面の気温の累積頻度分布を図 1 に示す。避雷塔への落雷時の累積頻度 50%値は-32.4℃で、風車への落雷時のそれは-34.7℃となり、500hpa 面の気温において避雷塔落雷時が風車落雷時より約 2℃高い結果となった。また、図 1 に示すように全体的に避雷塔落雷時の 500hpa 面気温は風車落雷時よりも約 2℃高い結果となった。

4.2　最大電流値と 500hpa 面気温との関係

本発電所で観測した落雷の最大電流値と 500hpa 面気温との関係を図 2 に示す。一番大きい最大電流値の落雷は避雷塔で観測でき、128.2kA であった。この時の 500hpa 面の気温は-27.2℃であった。そして、これ以外に 100kA を超える落雷電流を 3 件観測でき、そのときの 500hpa 面の気温はそれぞれ、-31.6℃、-33.4℃、-33.7℃であった。風車においては、レンジオーバーとなる、64.0kA を超える落雷を 3 件観測でき、そのときの 500hpa 面の気温は、それぞれ-31.8℃、-37.1℃、-39.1℃であった。

上記の観測結果含め、雷電流値が比較的大きい 25kA を超える落雷は、合計 38 件あり、避雷塔で 24 件、風車で 14 件観測できた。この避雷塔での雷電流値が 25kA を超える 24 件の落雷観測時の 500hpa 面気温は、約-40℃～約-23℃に分布し、中央値は-31.6℃であった。そして、風車で雷電流値が 25kA を超える 14 件の落雷を観測したときの 500hpa 面気温は、約-39℃～約-30℃に分布し、中央値は-34.5℃であった。両者を比べると、25kA を超える避雷塔落雷観測時の 500hpa 面の気温の分布は、風車におけるそれよりも分布幅が広く、中央値では、避雷塔への落雷時の方が風車への落雷時にくらべ 500hpa 面の気温が高い結果となった。また、雷電流が 25kA を超える落雷において、避雷塔落雷の 63%(24 件中 15 件)、風車落雷の 36%(14 件中 5 件)は落雷時の 500hpa 面気温が-32℃±2℃内であった。

避雷塔の高さは 104.99m で、風車の最高到達高さは 100.25m と 5%程度の違いしかないが、上記に示すように雷電流値が比較的大きい 25kA を超える落雷時の 500hpa 面気

©2026 IEE Japan

温分布には違いがあり、この理由は今後の検討課題である。

一方、雷電流値が比較的小さい 5kA 以下の落雷は、合計 185 件あり、避雷塔で 104 件、風車で 81 件観測できた。そして雷電流値が 5kA 以下の避雷塔落雷時の 500hpa 面気温は、約-42℃～約-22℃に広く分布していた。雷電流値が 5kA 以下の風車落雷時の 500hpa 面気温も約-42℃～約-24℃に広く分布しており、避雷塔落雷時との大きな違いはなかった。

4.3　電気量と 500hpa 面気温との関係

本発電所で観測した落雷の電気量と 500hpa 面気温との関係を図 3 に示す。200C 以上の落雷は、合計 9 件（避雷塔 4 件、風車 5 件）観測できた。避雷塔において 200C 以上の 4 件の落雷観測時の 500hpa 面気温は約-36℃～約-25℃に分布した。一方、風車において 200C 以上の 5 件の落雷観測時の 500hpa 面気温は約-40℃～約-31℃に分布し、さらにそのうち 4 件は約-40℃～約-35℃に内にあった。200C 以上の落雷観観測時において、避雷塔落雷時は風車落雷時よりも 500hpa 面気温が高い傾向がみられた。この理由は今後の検討課題である。そして、電気量が 200C 以上の落雷において、避雷塔落雷の 50%（4 件中 2 件）、風車落雷の 20%（5 件中 1 件）は落雷時の 500hpa 面気温が-32℃±2℃内であった。

また、300C 以上の落雷は合計 3 件（避雷塔 2 件、風車 1 件）観測でき、風車で観測した 1 件は 500hpa 面気温が-32℃±2℃の範囲であった。このときの風車落雷は、観測期間中で一番電気量が大きく、電気量は 552.3 C あり、500hpa 面気温は-31.4℃であった。なお、避雷塔で観測した一番電気量の大きい落雷は、392.7 C で、そのときの 500hpa 面気温は-36.2℃であった。

一方、電気量が 6C 以下の落雷は、合計 173 件あり、避雷塔で 112 件、風車で 61 件観測できた。電気量が 6C 以下の避雷塔落雷時の 500hpa 面気温は約-40℃～約-23℃に分布し、同様に電気量が 6C 以下の風車落雷時の 500hpa 面気温も約-40℃～約-23℃に分布しており、違いは見られなかった。電気量が 6C 以下の避雷塔落雷の約 38%（112 件中 42 件）は 500hpa 面気温が-32℃±2℃の範囲で観測でき、同様に電気量が 6C 以下の風車塔落雷時も約 39%（61 件中 24 件）は 500hpa 面気温が-32℃±2℃の範囲内にあり、差はなかった。

5.　まとめ

内灘風力発電所における 2004 年度から 2024 年度までの落雷観測結果を用いて、冬季の落雷と 500hpa 面の気温との関係についての調査を行い以下のことが判明した。

・避雷塔落雷時の 500hpa 面気温は風車落時のそれより全体的に約 2℃高い結果となった。

・雷電流値が比較的大きい 25kA を超える避雷塔落雷観測時の 500hpa 面の気温の分布は、風車におけるそれよりも分布幅が広く、中央値では、避雷塔への落雷時の方が風車への落雷時にくらべ 500hpa 面の気温が高い結果となった。

・電気量が 200C 以上の落雷観観測時において、避雷塔落雷時は風車落雷時よりも 500hpa 面気温が高い傾向がみられた。

雷観測データの取得利用においてご協力いただいた内灘町に感謝申し上げます。また，データの解析において協力いただいた(株)北計工業に感謝申し上げます。

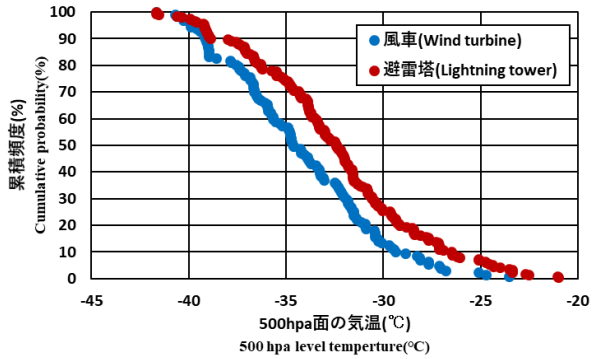


図 1.　風車と避雷塔の 500hpa 面の気温の累積頻度分布
Fig.1. Cumulative probability distribution of the 500 hPa level temperature for the wind turbine and lightning tower

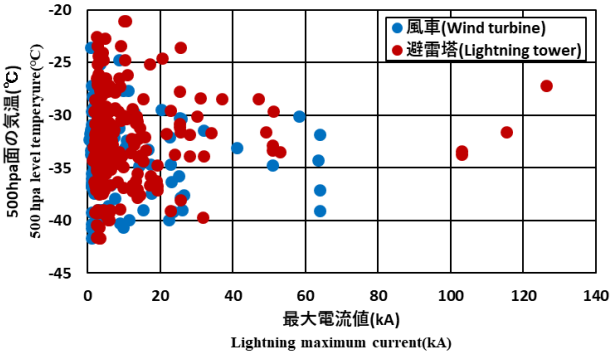


図 2.　500hpa 面の気温と最大電流値の関係
Fig.2. Between 500 hPa level temperature and lightning maximum current

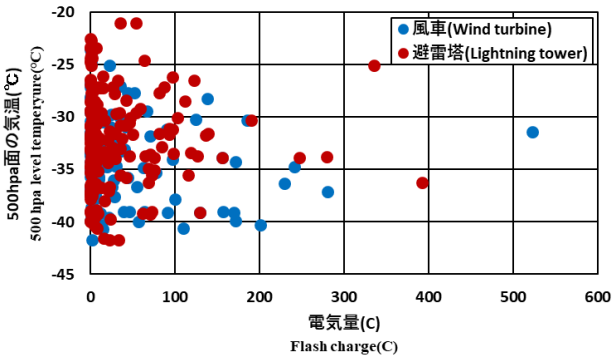


図 3.　500hpa 面の気温と電気量の関係
Fig.3. Between 500 hPa level temperature and flash charge

文　　献

(1)中村晃,箕輪昌幸：「内灘風力発電所における冬季の落雷様相と高層気温に関する検討」,2025 年(第 43 回)電気設備学会全国大会 2 J-1
(2)気象庁：「高層の気温」(2025.2.13)
https://www.data.jma.go.jp/obd/stats/etrn/upper/index.php
(3)例えば,成田航空地方気象台:「空のしおり」(2025.2.13)
https://www.data.jma.go.jp/narita-airport/data/Information%20Magazine-43.pdf

©2026 IEE Japan

地理情報システムを活用した 雷リスク評価パラメータ算出に関する一検討

堀池　周*，森　亮太（電力中央研究所）

A Study on Calculation of Lightning Risk Assessment Parameters Using Geographic Information Systems

Shu Horiike, Ryota Mori (CRIEPI)

１．はじめに

レベニューキャップ制度の開始に伴い，一般送配電事業者においては合理的かつ効率的な設備構築が求められている。リスクマネジメントを組み込むことで，事故リスクに応じた設備保全と更新計画を効率的に実施し，保全業務の最適化を図っている。また，耐雷設計においても，技術上の進歩を取り入れた合理的な設備構築が進められている。

電力中央研究所では，これまでに配電設備データ，落雷位置標定システム（LLS： Lightning Location System）のデータ等をもとに，配電設備における雷事故の発生確率（以下，雷事故率）を精度よく推定する手法について検討してきた。この結果，各地域を一定の間隔でメッシュ分割することで，メッシュ毎の雷事故率を精度よく推定できることが明らかになった[(1)(2)]。

一方で，この評価手法は，地域（エリア）毎の雷事故率を評価することに主眼を置き，雷被害の発生場所，設備構成の違いに起因する被害の規模や停電時間の差異を扱っていない。今後，高圧配電線の耐雷設計にリスクマネジメントの考え方[(3)]を適用するためには，被害規模や停電時間など雷被害の影響度を表す指標を導入し，雷事故率と組み合わせて評価できる手法へ拡張する事が重要である[(4)]。

雷被害の影響度を定量化するには，被害規模よび停電時間を決定する要素を整理し，それぞれを推定可能なパラメータとして構成する必要がある。中でも，停電時間については，事業所から事故点となった電柱（以下，事故電柱）までの移動時間の寄与が大きく，かつ，その移動時間は事業所と電柱との位置関係により幾何的に決定されると考えられる。このため，移動時間を説明変数とすることで停電時間を推定できることが期待される。

本検討では，停電時間推定に必要となるパラメータ整備の一環として，事業所から各電柱までの移動時間算出を目的とする。具体的には，地理情報システム（GIS: Geographic Information System）におけるネットワーク解析機能を用いて，電柱毎の最短移動時間を求め，事業所 - 事故電柱間の移動時間を各電柱に紐づけて可視化・数値化した結果について報告する。

２．地理情報システムの概要

GIS とは，空間分析を行うためのコンピュータとソフトウェア及びデータからなる一群のシステムの総称である。GIS では，位置情報とそれに関連付けされた属性情報からなる地理空間データ（本検討では主としてベクタデータ）を収集・管理・解析・可視化することができる。特に，その最大の利点は，異なる形状，属性情報を持つレイヤ同士を，位置情報を基に重ね合わせ，空間的な関係性およびパターンを分析することができる点にある。本検討では，豊富なプラグインおよび Python 連携による高い拡張性を持つ，QGIS[(5)]というオープンソースのソフトウェアを用いた。QGIS に備えられている解析機能の 1 つであるネットワーク解析機能を利用することで，事業所 - 事故点間の距離・移動時間を算出する事が出来る。

３．QGIS による事業所-電柱間の最短移動経路解析

＜3･1＞　道路レイヤと電柱レイヤの概要　図 1 に QGIS における地理院地図上に重ね合わせた道路及び電柱レイヤの概要を示す。道路レイヤについては国土地理院ベクトルタイル提供実験[(6)]により公開されているデータ使用し，線情報として重ね合わせた。この道路レイヤには，属性情報として，道路種別，道路幅員などが格納されている。また，電柱レイヤについては，事業所管内における各電柱の位置情報



図１　QGIS における道路及び電柱レイヤの概要
Fig.1 Overview of road layers and pole layers in QGIS
出典：地理院地図および地理院タイル（ベクタタイル）を加工して作成（https://maps.gsi.go.jp/development/vt_expt.html）

©2026 IEE Japan

を基に地理院地図上に点情報として重ね合わせた。なお，検討に用いたデータの測地系は，日本測地系 2011（JGD2011）とした。

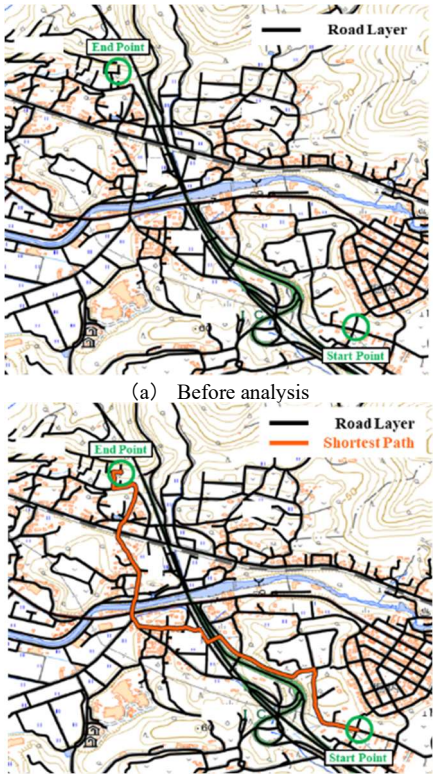
＜3･2＞　道路情報を用いたネットワーク解析機能の概要

QGIS におけるネットワーク解析機能では，ある 2 点間の最短経路を特定し，その経路を構成する道路レイヤの距離および道路種別に応じて設定した想定移動速度に基づき，2 点間の最短移動距離および時間を属性情報として対象レイヤに紐づけることが出来る。なお，経路探索においては，距離を最小化する最短経路と移動時間を最小化する最速経路の 2 パターンを選択可能である。本検討では，最短経路を選択し，移動距離が最短となる経路解析を実施した。

図 2 に道路レイヤを入力データ，2 点間を始点座標と終点座標として設定した際の最短経路解析結果一例を示す。この結果から，見た目上は重なりがある一般道路と高速道路において，実際の道路情報に基づいた移動距離が最短となる移動経路が出力されることを確認した。

＜3･3＞　最短移動経路解析による事業所 - 電柱間の移動時間算出　次に，3.2 節で求めた最短移動距離から最短移動時間を算出し，電柱レイヤに紐づけることを目的とし，事業所と各電柱における最短移動経路解析を実施した。解析機能は前項と同様のネットワーク解析機能を使用し，入力データとして道路レイヤ，始点座標を事業所の点座標で固定し，終点座標としての電柱レイヤを設定した。

図 3 に事業所と電柱間における最短移動時間解析の結果を示す。最短移動時間については，移動速度を 40 km/h と仮定して，解析によって得られた最短移動距離から移動速度を除して算出した。この結果，位置情報による直線移動時間ではなく，実際の道路情報に基づいた事業所からの最短移動時間を電柱毎に解析することができた。本解析結果は電柱毎に最速移動時間が紐づけされているため，停電時間推定に必要なパラメータの一つとして活用することができる。



（a） Before analysis

（b） After analysis

図 2　道路レイヤを用いた 2 点間の最短経路解析結果の一例

Fig. 2 Shortest path analysis result between two points using the road layer as input data

出典：地理院地図および地理院タイル（ベクタタイル）を加工して作成（https://maps.gsi.go.jp/development/vt_expt.html）

４．おわりに

本稿では，雷リスクマネジメントにおける配電線雷事故の停電時間と事故電柱までの移動距離に着目し，QGIS 内のネットワーク解析機能を活用して，電柱データと道路データを元に事業所 - 電柱間の最短移動経路解析を行った。その結果，位置情報における直線距離ではなく，実際の道路情報に基づいた実際の最速移動時間を電柱毎に紐づけることができた。本結果と実際の雷事故情報との相関を評価することで，雷事故電柱位置から停電時間の推定することができ，雷リスクを算定する指標としての活用が期待できる。

文　献

(1)　石本和之 他，電中研報告，No. H12010, 2013

(2)　吉田友一 他，電学論 B，Vol. 137，No. 6，pp.460-468，2017.

(3)　新藤孝敏 他，電中研報告，No.H06008，2007

(4)　高圧配電線の雷リスクマネジメント手法の構築に向けた課題調査専門委員会，電気学会技術報告　第 1597 号

(5)　QGIS：https://qgis.org/

(6)　国土地理院：https://maps.gsi.go.jp/development/vt.html

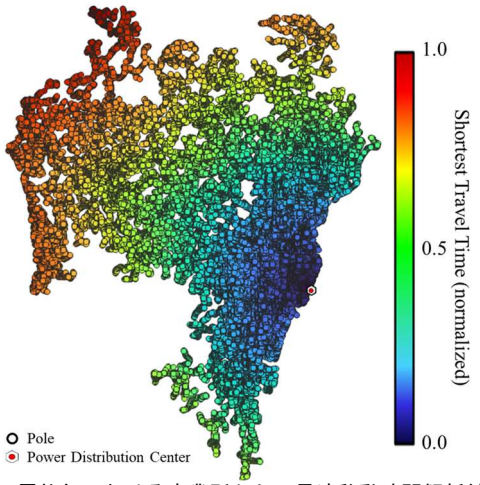


図 3　電柱毎における事業所からの最速移動時間解析結果

Fig. 3 Shortest path analysis result for power distribution office and pole

©2026 IEE Japan

東北地方の季節特性を考慮した 配電線雷ハザードマップの検討（2012-2023 年）

小笠原　空飛*，阿部　稔之，浅沼　優弥，佐藤　智之（東北工業大学），
荘司　卓也（東北電力ネットワーク）

A Study on a Lightning Hazard Map for Power Distribution Lines Considering Seasonal Characteristics in the Tohoku Region (2012-2023)

Sorato Ogasawara, Toshiyuki Abe, Yuya Asanuma, Tomoyuki Sato (Tohoku Institute of Technology),
Takuya Shoji (Tohoku Electric Power Network Co., Inc.)

１．まえがき

配電線の雷事故件数は年々着実に減少しているが，配電線事故件数に占める雷事故の割合は，落雷の年変動にもよるが 20～50%を占め，事故原因別では最も高い値となっている[1]。効果的な配電線の雷害対策を実施するためには，落雷頻度や雷事故被害，設備状況等の地域特性を考慮した雷害対策を実施することが重要である。また，東北地方は夏季雷が多い地区と日本海側特有の冬季雷地区が混在しており，年間を通じて雷が発生する。そのため，性状が異なる雷の季節特性も雷害対策の策定や実施において重要となる。筆者らはこれまでに，東北地方における雷特性や配電線雷被害の分析をおこない，雷事故率と落雷位置標定システム（LLS: Lightning Location System）のデータを活用した配電線雷ハザードマップについて検討してきた[2-3]。

本論文では，直近 12 年間（2012-2023 年）の東北地方における雷特性や配電線雷被害の分析をおこない，雷事故率と LLS データを活用した配電線雷ハザードマップについて検討した結果を報告する。

２．東北地方（東北 6 県と新潟県）の雷特性

2012～2023 年度までの 12 年間における落雷数（flash）を図 1 に示す。同図は，夏季を 4 月～9 月，冬季を 10 月～3 月で集計したものである。年間落雷数は年度ごとに変動が大きく，多い年と少ない年では約 3.3 倍の差があり，夏季の落雷数は冬季と比較して著しく多いことがわかる。また，図 2 は，県別の割合を示す。同図から，夏季は，福島（26%）が最も多く，冬季は，新潟（32%），秋田（32%）など日本海側で多いことが確認できる。以上より，東北地方は日本海側特有の冬季雷が発生するため，季節によって落雷数の多い地域が異なることが明らかになった。

３．配電線雷被害の季節特性

2012～2023 年度の 12 年間に発生した配電線雷事故に関係するデータについて季節別にまとめた結果を表 1 に示す。配電線雷事故率 α は，次式にて季節毎に求めた。なお，電柱基数は 2023 年度末の値を用いた。

$$\alpha = \frac{D_d}{D_f \times D_p} \qquad (1)$$

ただし，D_d：配電線雷事故密度（outages／km^2／年）
D_f：落雷密度（flashes／km^2／年）
D_p：電柱密度（poles／km^2）

表 1 から，LLS で標定された冬季の落雷数は夏季の約 1/8 であるのに対して，冬季における 1 落雷数当たりの雷事故率は夏季の 2.80 倍であることがわかる。これは，冬季雷が夏季雷に比べて大きな放電電荷量を有することや，上向き放電による配電線への直撃もしくは配電線近傍の高構造物への雷撃に伴う逆流雷が増えること等が影響していると考えられる。また，本検討では雷の多重度を考慮しない「flash 数」を用いており，雷の多重度を考慮した「stroke 数」では

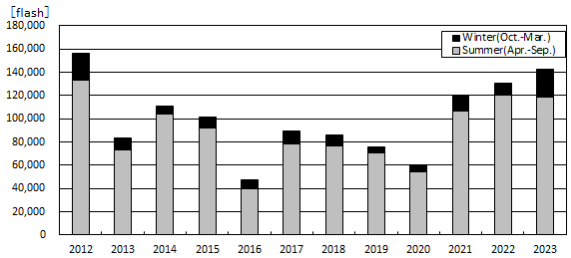


図 1　東北地方における落雷数の年度推移

Fig. 1. Number of lightning flashes in Tohoku region.

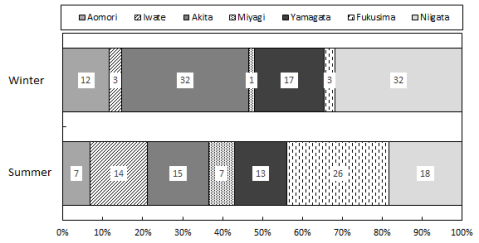


図 2　県別における落雷数の割合

Fig. 2. Ratio of lightning flash number in each area.

©2026 IEE Japan

表１　配電線雷事故に関係する統計データ(2012～2023 年)

Table 1.　Statistical data of lightning outage in the fiscal year of 2012-2023.

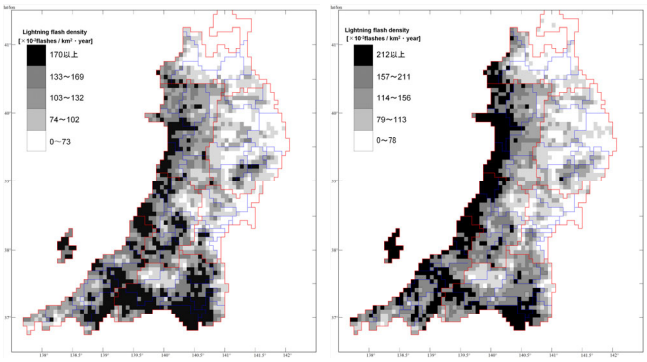
Item	winter Oct. - mar.	Summer Apr. - Sep.	Winter/ summer
Number of lightning outages [outages]	1,843	5,158	0.36
Number of lightning flashes [flashes]	136,327	1067,275	0.13
Total area above meshes [km²]	79,924		-
Total number of electric poles [poles]	3,185,000		-
D_d: Density of lightning outages [outages/km²/year]	1.92×10^{-3}	5.38×10^{-3}	0.36
D_p: Density of electric poles [poles/km²]	39.9		-
D_f: density of lightning flashes [flashes/km²/year]	0.14	1.11	0.13
α: Lightning outage rate [$\times10^{-6}$outages/(flashes)×poles)/km²]	339.2	121.3	2.80

表２　配電機材別雷事故率 α (2012～2023 年)

Table 2.　Lightning outage rates α of equipment in the fiscal year of 2012-2023.

Equipment	α: Lightning outage rate [$\times10^{-6}$outages/(flashes)×poles)/km²]			2003-2009
	winter	summer	α_w/α_s	α_w/α_s
Surge arrester	69.4	9.0	**7.7**	7.0
power line, insulator	139.5	75.8	**1.8**	1.6
Transformer	40.1	9.6	**4.2**	4.4
Switch	71.4	36.4	**2.0**	2.6
Others	18.8	3.7	**5.1**	1.7
All equipment	339.2	121.3	**2.8**	3.0

落雷密度が大きくなることや，上向き放電の捕捉率が低いことが要因の一つと考えられる。一方で，今回の検討には LLS センサがデジタル方式に更新されてからの落雷データを使用したが，アナログ方式である 2003-2009 年の「flash 数」と比較すると通年平均で 3 倍程度（夏季 3.1 倍，冬季 2.8 倍）となっている。これは 2011 年に LLS がデジタルセンサとなり雷捕捉率が向上したものと考えられるが，雲放電も標定している可能性があるため，更なる標定精度の精査が必要と考えられる。また，配電機材別の雷事故率を季節別にまとめた結果を表 2 に示す。避雷器・避雷装置の冬季雷事故率は，夏季の 7.7 倍と非常に大きな差がある。2003-2009 年のデータと比較すると，全体の雷事故率の比（α_w/α_s）は 0.2 減少しているが，避雷器・避雷装置は 0.7 増



（a）落雷密度マップ　　（b）雷ハザードマップ

図３　落雷密度マップと雷ハザードマップとの比較

Fig. 3. Comparison between lightning flash density map and lightning hazard map.

加し，開閉器類が 0.6 減少，その他設備が大幅に増加しているため，機材毎の季節別雷事故率を今後も注視していく必要がある。特に，その他設備には高圧ケーブルや配電自動化装置，高圧自家用設備（VCT 含む）等を集計しているため詳細を分類して検討する必要がある。

４．配電線雷ハザードマップの作成

東北地方は，冬季雷地域と夏季雷地域が混在しており，落雷頻度や季節特性を考慮した雷害対策が必要である。このため，冬季落雷数の各メッシュに雷事故率の比（α_w/α_s）を乗じた通年の雷ハザードマップを作成した。図 3 (a) に示す落雷密度マップと図 3 (b) の雷ハザードマップを比較すると日本海側の冬季雷地区が福島県南部付近の夏季雷地区と同等レベルで評価されていることがわかる。

５．まとめ

本研究では，夏季の落雷数が圧倒的に多いのに対して，雷事故率は夏季よりも冬季の方が高いことに着目し，冬季落雷数に雷事故率の比（α_w/α_s）を乗じた雷ハザードマップを作成した。今後，地域特性を考慮した合理的な配電線の雷害対策を実施するためには本手法の活用が有効である。

なお，本研究は東北電力ネットワーク㈱との共同研究の一環として実施したものであり，ご協力いただいた関係各位に感謝の意を表したい。

文　献

(1)　横山茂：「配電線の雷害対策」，オーム社 (2005)
(2)　佐藤智之・本間規泰・本田秀樹・横山茂・松本聡：「東北地方の季節特性を考慮した配電線雷ハザードマップの検討」，平成 23 年 電気学会 高電圧研究会，No.HV-11-67, pp.1-6 (2011)
(3)　佐藤智之・白岩靖彦・湯澤伸也・横山茂：「東北地方における配電線雷ハザードマップの検討(2009-2014 年)」，平成 28 年 電気学会 全国大会，No.7-135, pp.7-211-7-212 (2016)

©2026 IEE Japan

柱上変圧器の内部巻線に発生する雷過電圧の抑制に関する解析的検討

松浦　進*，道下　幸志（静岡大学）　金谷　賢一（北陸電力送配電）

An Analytical Study on Lightning Overvoltage Suppression in Pole-Mounted Transformer Windings

Susumu Matsuura, Koji Michishita (Shizuoka University),
Kenichi Kanatani (Hokuriku Electric Power Transmission & Distribution Company)

１．はじめに

配電用柱上変圧器は，施設数が多いこと，耐電圧が低いこと等から，配電機材の中でも雷被害の割合が高かった[1]。1980 年代後半頃から変圧器の 1 次側への避雷装置の取付けが進められ，その被害は着実に減少してきている[1][2]。しかしながら，依然として変圧器の内部巻線（特に 1 次巻線）の雷被害が発生している[3]。この様な被害を防ぐための効果的な対策を検討するには，変圧器の内部巻線に発生する雷過電圧を正確に算定する必要がある。そこで，筆者らは，変圧器の内部巻線に発生する雷過電圧を計算できる変圧器モデルを考案した[4]。しかし，変圧器に避雷装置を取付けたケースについては，モデルの妥当性が確認されていない。

本稿では，まず，変圧器への雷サージの侵入を想定した実験の実測結果[5]と，筆者らが考案した変圧器モデル[4]を用いた計算結果を比較し，モデルの解析精度を検証する。次に，変圧器の内部巻線に発生する雷過電圧を効果的に抑制する避雷装置について解析的に検討した結果を報告する。なお，解析ツールには，電力中央研究所にて開発された電力系統瞬時値解析プログラム XTAP[6]を用いた。

２．雷サージ実験の概要

変圧器への雷サージの侵入を想定した実験[5]の回路を図 1 に示す。インパルス電圧発生装置を用いて，変圧器の 1+ 端子と 1– 端子に一括して電圧を印加した。表 1 に示す 3 つのタイプの変圧器保護用の避雷装置を変圧器の 1 次側に取付け，1 次巻線に発生する雷過電圧を抑制する効果をそれぞれ確認した。本実験では，1 次巻線に発生する雷過電圧が最大となる 1 層目の始端部（1+ 端子）と 2 層目の終端部の間（以下，「1-2 層間」と記す）の電圧を測定した。

３．変圧器モデルの検証

〈3･1〉　解析モデルの概要　筆者らが考案した変圧器モデル[4]を用いて，前章の雷サージ実験を再現する。インパルス電圧発生装置は等価回路をそのまま入力した。変圧器モデルを図 2 に示す。本モデルは，1 次ブッシングだけでなく，内部巻線についても，発生する雷過電圧を計算できる様に回路を構成している。1 次巻線に発生する雷過電圧が最大となる 1-2 層間に着目し，1 次巻線の等価回路を「1-2 層部分 Y_{11}」と「その他の層部分 Y_{12}」に分けてモデル化している（詳細は文献 (4) を参照）。

タイプⅠ，Ⅱの避雷装置は，内部ギャップと特性要素を模擬した。タイプⅢの避雷装置は特性要素のみを模擬した。内部ギャップは電圧制御スイッチで模擬し，その設定電圧

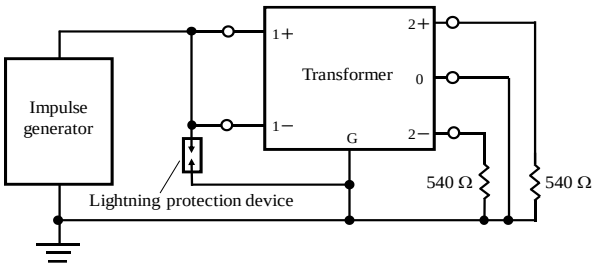


図 1　実験回路
Fig. 1.　Experimental setup.

表 1　避雷装置の仕様
Table. 1.　Specifications of lightning protection devices.

Type	Internal gap	Operating voltage	Residual voltage at 2.5 kA
I	with	55 kV or lower	20 kV or lower
II	with	33 kV or lower	33 kV or lower
III	without	17 kV or higher at 1 mA	36 kV or lower

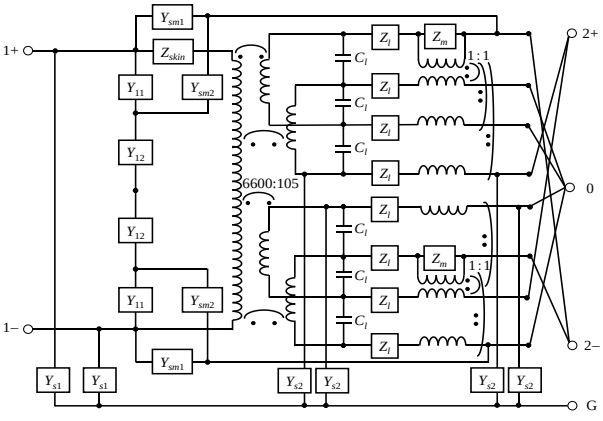
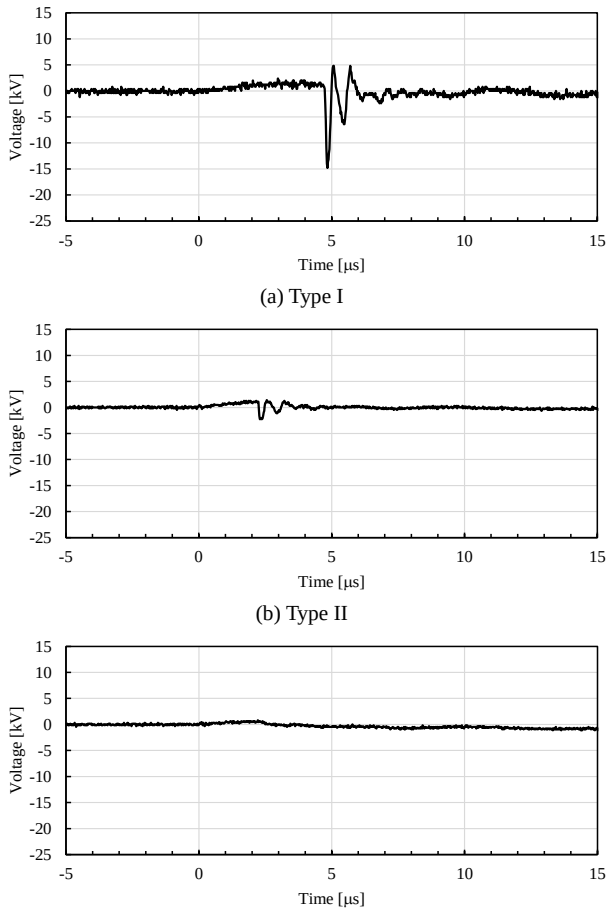


図 2　変圧器モデル
Fig. 2.　Proposed transformer model.

©2026 IEE Japan

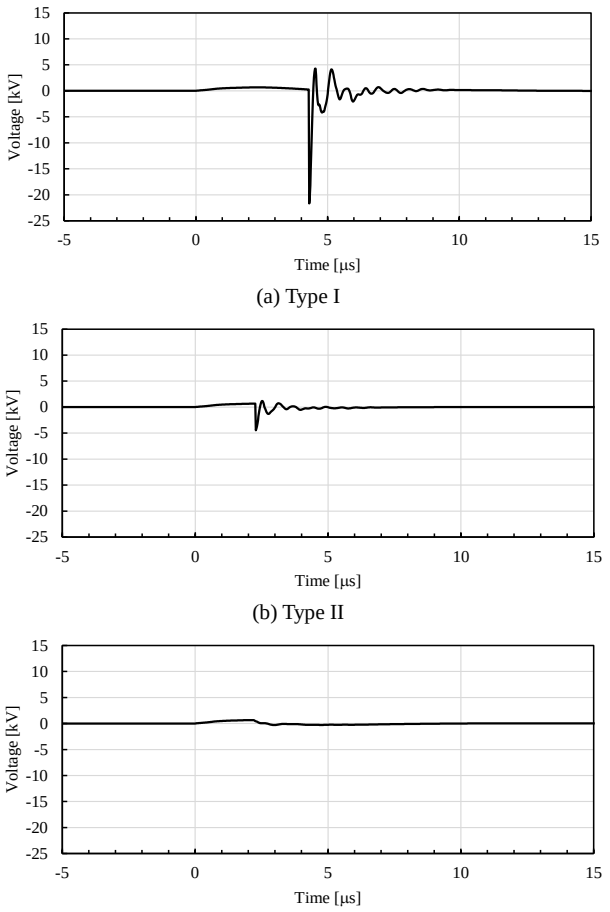


(a) Type I

(b) Type II

(c) Type III

図 3　1-2 層間電圧の実測結果
Fig. 3.　Measured voltage between 1st and 2nd primary layers.



(a) Type I

(b) Type II

(c) Type III

図 4　1-2 層間電圧の計算結果
Fig. 4.　Calculated voltage between 1st and 2nd primary layers.

は実測波形から取得した値とした。特性要素は *V*–*I* 特性を折れ線で近似した非線形抵抗で模擬した。

〈3･2〉　実測結果と計算結果の比較　タイプⅠ，Ⅱ，Ⅲの避雷装置について，1-2 層間電圧の実測結果と計算結果をそれぞれ図 3，4 に示す。波形全体として，図 4 の計算結果は図 3 の実測結果を良く再現しており，実用的に十分な精度を有しているといえる。

4．内部巻線電圧を抑制する避雷装置の解析的検討

内部ギャップを有する避雷装置について，ギャップの動作前後の電圧差を小さくする方法として，特性要素の *V*–*I* 特性を変化させた場合の効果を検討する。タイプⅡの避雷装置について，*V*–*I* 特性を 1.2 倍（変更後 1），1.5 倍（変更後 2）と高くした場合の解析を実施した。変更前後の 1-2 層間電圧の波高値（変更前を基準）を図 5 に示す。*V*–*I* 特性を高くするほど波高値が低下しており，変更後 2 では変更前の 19% 程度に抑制されている。これより，*V*–*I* 特性を高くする方法は効果的であると考えられる。

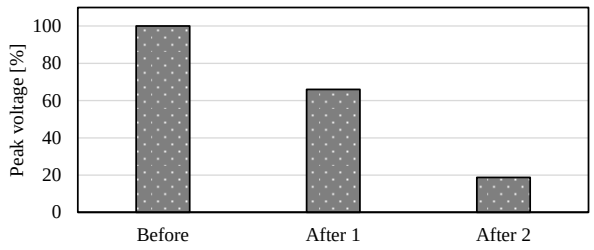


図 5　タイプⅡの変更前後における 1-2 層間電圧波高値
Fig. 5.　Calculated peak voltage between 1st and 2nd primary layers before and after Type II improvement.

5．おわりに

本稿では，筆者らが考案した変圧器モデル(4)の解析精度を検証し，実用的に十分な精度を有することを確認した。また，本モデルを用いた解析により，内部ギャップを有する避雷装置について，特性要素の *V*–*I* 特性を高くする方法が内部巻線の雷過電圧抑制に効果的であることを確認した。

文　献

(1) 雷リスク調査研究委員会：電中研報告，No.GD22016 (2023)
(2) 杉本 他：電学論 B，Vol.132，No.1，pp.102-108 (2012)
(3) S. Matsuura at al.: IWHV2024, HV-24-100, pp.81-85 (2024)
(4) 金谷 他：電学論 B，Vol.143，No.2，pp.165-175 (2023)
(5) 松浦 他：令和 7 年電気学会全国大会，7-057，pp.94-95 (2025)
(6) https://www.xtap.jp

©2026 IEE Japan

落雷時の電磁力を利用した圧縮空気生成に関する実験検討

Experimental Study on Compressed Air Generation Using Electromagnetic Forces from Lightning

長尾　篤　　丸山　雅人
Atsushi Nagao　　Masato Maruyama

NTT 株式会社　宇宙環境エネルギー研究所
Space Environment and Energy Lab., NTT, Inc.

1．研究背景

筆者らは，落雷による建物や人への被害をなくすことを目的に，ドローンを使用した「落雷制御・充電技術」の研究・開発を行っている[1]．また，捕捉した雷についてはエネルギーとしての有効活用を検討している．雷エネルギー活用の方法としてはコンデンサを用いた充電技術が多く提案されている[2]．しかし，雷の充電にコンデンサを利用する場合，高電圧，大電流への耐性確保のため，多数の直並列接続，およびそれらの素子に流れる電流のばらつき制御が必要であり、安価な実現は困難である．本検討では，新たな雷エネルギーの蓄積方法として，落雷時の電流による電磁力を利用して金属球を加速させ，シリンジを押すことで圧縮空気を生成する基礎実験を行ったので報告する．

2．雷を利用した金属球の加速

雷を利用した圧縮空気の生成方法として，電磁誘導によるアルミ球の加速を検討した．図 1 に示す実験系によりアルミ球を加速させた後，アルミ球の運動エネルギーによってシリンジの押し子を押すことで圧縮空気が生成可能と考えられる．

図 2 にアルミ球を加速させる原理を示す．端部にアルミ球を配置したコイルに雷サージ電流を流すと，コイル内部に磁界が発生する．このとき，コイル内部に生じる磁界によってアルミ球にはそれを打ち消す磁界が生成され，コイルの磁界とアルミ球に誘導された磁界の反発により，アルミ球が加速される．

3．理論検討

円筒形の筒にコイルを巻き，内部にアルミ球を入れた場合を想定し，理論計算を実施した．コイルとアルミ球の中心面との初期位置の差を R，球の最大面積を S_c，印加コイル，およびアルミ球の磁束密度をそれぞれ B_s, B_c とすると，アルミ球に働く力 F は，クーロンの法則から以下の式(1)で表せる．

$$F = \frac{1}{4\pi\mu_0}\frac{B_s B_c S_c^2}{R^2} \cdots (1)$$

また，アルミ球の質量を m とすると，アルミ球の射出速度 v は，以下の式(2)で表せる．

$$v = \frac{F}{m}\Delta t \cdots (2)$$

4．実験内容と結果

雷サージを利用したアルミ球の加速可否，および，雷電流のレベルと加速されたアルミ球の射出速度の関係性を定量評価することを目的に実験を行った．実験では、コイルの巻き数を 10, 20, 30 ターンとし，コイルを巻き付けた塩ビパイプの端部にアルミ球を入れ、これに対して雷電流を模したピーク値 20~30 kV の電圧波形（コンビネーション波形）を印加した。

実験の結果，雷サージの印加によってアルミ球が加速され，さらにシリンジの押し子を押すことで圧縮空気が生成可能であることを確認した．このときのピーク電流値とアルミ球の速度を比較した結果を図 3 に示す．図 3 より，速度はピーク電流値の二乗に比例し，コイルの巻き数が多い場合にはピーク電流値が低く，速度が大きくなった．　また，(1),(2)式による計算値と比較した結果，印加電流値と速度の変化の傾向は概ね一致することを確認した．

4．今後の課題

今後，理論計算等によりエネルギー変換ごとの損失を解析し，より大電流を印加する試験を行う予定である．

参考文献

[1] A. Nagao, “Fundamental Study on method of Generating Compressed Air by Utilizing the Electromagnetic Force Caused by Lightning Surge Currents,” EMC Europe, 10, 1109, 2024.

[2] A. Mohan, “Feasibility of storing lightning energy being discharged through a lightning arrester by a capacitor”, IJITEE, Vol. 9 10, Aug 2020.

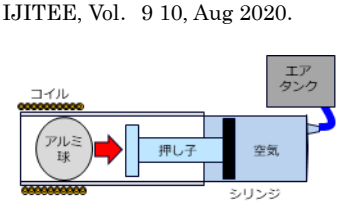


図 1 圧縮空気の生成

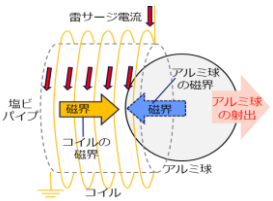


図 2 アルミ球加速の原理

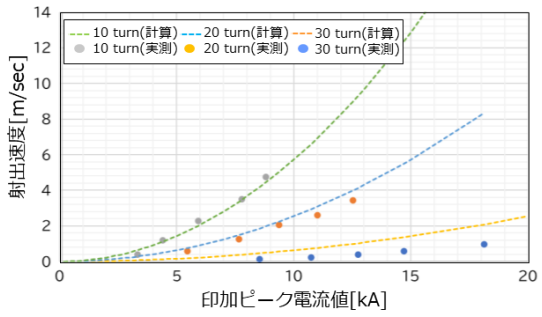


図 3　理論値と実験結果の比較

©2026 IEE Japan

有人ドローンの雷ゾーニング試験

北村　健流*，山本　和男，松井　拓斗（中部大学），白石　信二（SkyDrive）

Lightning Zoning Test for Manned Drones

Takeru Kitamura, Kazuo Yamamoto, Takuto Matsui (Chubu University), Shinji Shiraishi (SkyDrive)

１．はじめに

近年，機動性の高い空飛ぶクルマ（有人ドローン）が注目されているが，その実用化には雷対策は欠かせない[1]。

本研究では，機体を模した 1/40 機体モデルを製作し，雷の着雷様相を明らかにするためのゾーニング試験を行ったので報告する。

２．試験方法

1/40 機体モデルを電極間に配置して高電圧を印加し，飛行中の落雷様相を模した試験を行った（図 1）。試験では一眼レフカメラのバルブ撮影機能を用いて雷撃様相を観察するとともに，高速度カメラを用いてリーダーの進展様相を観察した。ドローンの傾きは図 2 に示すようにピッチ方向を 30°，0°，-25°に，ロール方向を 67°に設定し，各傾きで 5 回放電試験を行った。充電電圧は 970 kV であり，アルミ板ー電極間距離は 700 mm あるいは 750 mm とした。

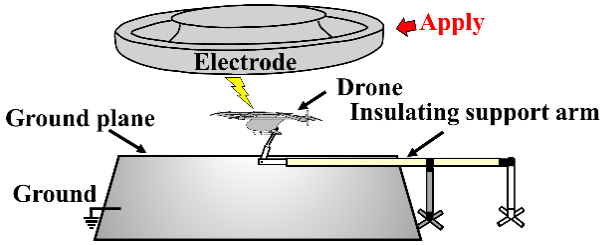
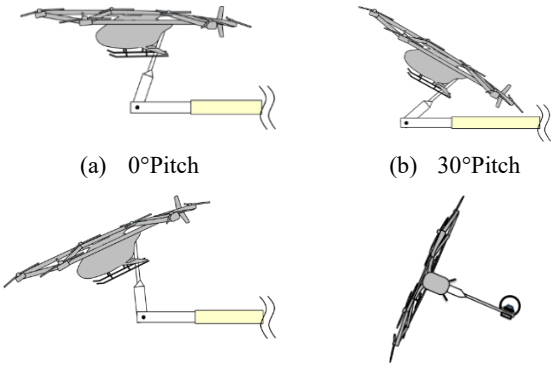


図 1　試験様相

Fig.1.　Test arrangement



(a)　0°Pitch　(b)　30°Pitch

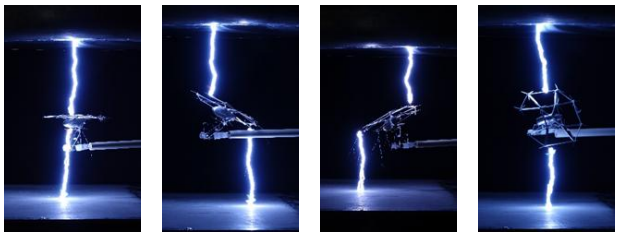
(c)　-25°Pitch　(d)　67°Roll

図 2　ドローンの傾き

Fig.2.　Drone attitude

３．試験結果

各試験条件で放電様相を撮影した結果を図 3 に示す。放電箇所は，ピッチ方向 0°の時はブレード，スキッドであった。つまり，ブレードから上方向のリーダーが進展し，またスキッドから下方向のリーダーが進展し，雷雲や大地と繋がり雷放電が発生する可能性があることを確認した。ピッチ方向 30°, -25°の時は，上方に伸びるリーダーはブレード，尾翼から進展し，大地方向に伸びるリーダーはブレード，尾翼から進展することがわかった。ロール方向 67°の時はブレードのみならず，アームからも上外方向にリーダーが進展する可能性があることを確認した。



(a)　0°　(b)　30°　(c)　-25°　(d)　67°

Pitch　Pitch　Pitch　Pitch

図 3　一眼レフカメラによる撮影結果

Fig.3.　Photographs taken with a DSLR camera

４．おわりに

ゾーニング試験の結果より，ブレード，尾翼，アーム，スキッドは雷撃を受けやすい箇所であることが分かり，該部への雷対策を施すことが重要であることを確認した。一方で，アーム部分の配置を変更すれば，アーム部分への雷撃をなくすことも可能であると考える。このようなゾーニング試験を繰り返し，機体への雷撃点を限定することが可能であると考えられる。

文　献

(1)　中野冠：「空飛ぶクルマの仕組みー技術×サービスのシステムデザインが導く移動革命」，日刊工業新聞社，pp.26-30，pp146（2019-12）

(2)　Hiromitsu Miyaki・Takayuki Nishi・Takao Okada・Shintaro Kamiyama・Hiroyuki Tsubata: “A High Impulse Test to Electrically Charged Bodies”, Japan Aerospace Exploration Agency (JAXA)

©2026 IEE Japan

被雷したレンガ建築物内の電界の可視化と雷防護システムの評価

出井　治匡*，　馬場　吉弘（同志社大学）　工藤　剛史（音羽電機工業）

Visualization of the Electric Field in a Clay-brick Building Hit by Lightning and Evaluation of its Lightning Protection System

Harumasa Idei, Yoshihiro Baba (Doshisha University), Takeshi Kudo (Otowa Electric Co. Ltd.)

１．緒言

アフリカのルワンダやその近隣諸国では，落雷密度が非常に高い。これらの国の農村地域には，まだ多くの土壁家屋やレンガで造られた建物が多くある。これらが雷撃を受け，屋内にいる人々が致命的な被害を受けることがある。文献(1)では，高さ 2 m の土壁家屋が雷撃を受けた場合における屋内の電界と歩幅電圧が，時間領域有限差分法（FDTD 法）[(2)]により解析が行われ，屋内電界と歩幅電圧を抑制できる雷防護システムが提案されている。

本論文では，避雷設備のない高さ 5.8 メートルのレンガ建築物が雷撃を受けた場合における建屋内の電界と歩幅電圧を，FDTD 法を用いて解析を行う。また，屋根の棟に金属製の受雷部を設け，絶縁被覆導体で 2 本あるいは 4 本の接地棒電極に接続した場合の解析も行い，それによる屋内電界と歩幅電圧の低減効果について論じる。

２．解析モデル

Fig. 1 に，雷防護システムを設けた高さ 5.8 m のレンガ建築物の FDTD 解析モデルを示す。家屋の幅は 6 m，奥行きは 12 m である。雷防護システムとして，棟に，長さ 12 m の水平な裸導体を受雷部として設け，その中央部分の左右に絶縁被覆導体を引下げ導線として接続し，壁から 2 m 離れたところに埋設した長さ 2 m の接地棒電極に繋いだ。壁および屋根の厚みは 0.2 m，抵抗率は 100 Ωm，比誘電率は 1 に設定した。高さ 1.8 m，幅 1 m の木製扉の抵抗率は 10 kΩm，比誘電率は 4 に設定した。ルワンダの 4 地点での大地抵抗率の測定値は 30 から 170 Ωm[(3)]であることから，大地抵抗率は 100 Ωm とし，比誘電率は 10 とした。受雷部導体，引下げ線および接地電極の導電率は 5.7×10^7 S/m，比誘電率は 1 に設定した。

雷電流は電流源により屋根中央に流入させた。電流源の他端は雷放電路を模擬する垂直完全導体に接続し，その端部は上側の吸収境界面に接続した。解析空間として 20 m × 30 m × 20 m を確保し，それを 0.1 m × 0.1 m × 0.1 m の立方体セルで均一に分割した。計算時間ステップは，0.19 ns に設定し，計算最大時間は 25 μs に設定した。電流源の出力波形は，波高値 30 kA，立ち上がり時間 10 μs，立ち下がり時間 350 μs に設定した[(4)]。なお，雷防護システム未装備の家屋に被雷した場合を Case 1，Fig. 1 に示す雷防護システムを装備した家屋に被雷した場合を Case 2，接地棒電極および引下げ導線 4 本を有する雷防護システムを装備した家屋に被雷した場合を Case 3 とする。

Fig. 2 (a) に，人体の簡易モデルを示す。この人体モデルの身長は 1.6 m，幅は 0.7 m，厚みは 0.2 m，脚長は 0.8 m，両脚（足）間隔は 0.5 m に設定した。文献(5)には，人体の各器官の導電率と比誘電率が示されている。例えば，皮膚の導電率は 0.541 S/m，比誘電率は 47.93，筋肉の導電率は 0.747 S/m，比誘電率は 56.932 となっている。本論文では，人体の簡易モデルの導電率を一様に 0.541 S/m に設定し，比誘電率を 47.93 に設定した。Fig. 2 (b) に，土壁家屋内の人体モデルの配置を示す。同図に示す床面の①から⑥のいずれかに人体モデルを配置した。

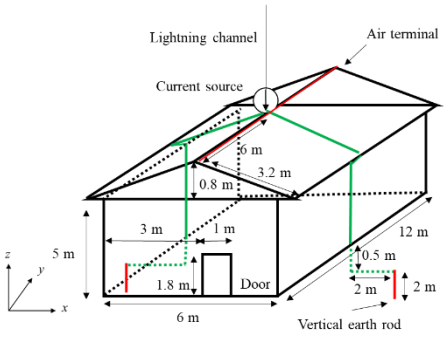
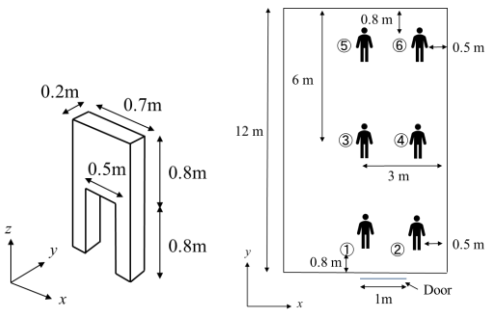


Fig. 1. Model of a 5.8-m-high clay-brick building with an air termination conductor, which is installed along the ridge line of the gable roof and connected to vertical earth rods.



(a)　　(b)

Fig. 2. (a) Simplified human model with a conductivity of 0.541 S/m and a relative permittivity of 47.93, and (b) locations of the human model on the floor in the clay-brick building. The human model is standing upright, perpendicular to the *xy*-plane.

©2026 IEE Japan

３．解析結果

Fig. 3 および Fig. 4 に，それぞれ Case 1（雷防護システム未装備） と Case 2（接地棒電極 2 本）の場合における建物内外の電界強度の分布を示す。人体モデルは，Fig. 2 (b)の①に配置している。屋内空間における最大電界強度は，Case 1 においては，床面からの高さ 0.5 m では 0.64 MV/m，腰・胸部付近（1 m）では 1.2 MV/m，そして頭部付近（1.6 m）では 3.8 MV/m となった。これらの値は全て不平等電界における空気の絶縁破壊強度である 0.5 MV/m[6]を上回っており，危険である。一方，Case 2 の場合には，床面からの高さ 0.5 m および 1 m では 0.06 MV/m，1.6 m では 0.3 MV/m となった。これらの値は全て 0.5 MV/m を下回っており，30 kA の雷電流が流入した場合，この雷防護システムにより屋内電界は安全なレベルまで抑制されることが示された。

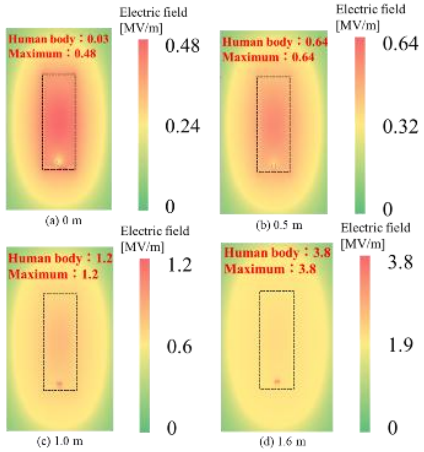


Fig. 3. Distibutions of the absolute value of the electric field in the *xy*-plane at heights of (a) 0 m (ground/floor level), (b) 0.5 m, (c) 1 m, and (d) 1.6 m inside and outside the building with no lightning protection system at t = 20 μs when the human model is located at Position 1.

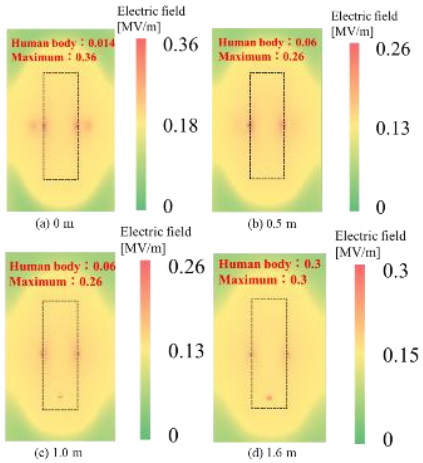
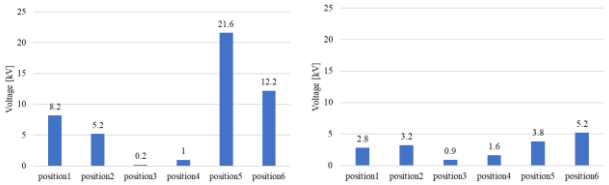


Fig. 4. Distibutions of the absolute value of the electric field in the *xy*-plane at heights of (a) 0 m, (b) 0.5 m, (c) 1 m, and (d) 1.6 m inside and outside the building with a lightning protection system using two vertical earth rods at t = 20 μs when the human model is located at Position 1.

Fig. 5 (a)および (b) に，それぞれ Case 1 と Case 2 において，人体モデルが Fig. 2 (b)の各位置に配置した場合における歩幅電圧（両足間隔 0.5 m）の最大値を示す。Case 1 では，ドアから最も離れた位置⑤において，21.6 kV に達している。これは歩幅電圧の許容値である 12.5 kV[7]を超えており危険であることが確認される。一方，Case 2 でも，最大値はドアから離れた位置において発生しているが，その値は 5.2 kV であり，許容範囲内に収まっている。したがって，この雷防護システムにより，歩幅電圧も安全なレベルまで抑制されていることがわかる。

なお，接地棒電極数および引下げ導線を 4 本に増やしても，屋内電界および歩幅電圧は，それらが 2 本の場合とほとんど変わらなかった。



(a) Case 1 (b) Case 2

Fig. 5. Peaks of the voltage between the feet of the human model at Position 1 to Position 6 in the building with a lightning protection system using two vertical earth rods.

４．結言

本論文では，高さ 5.8 m のレンガ建築物の棟に水平な受雷導体を設け，それを絶縁被覆引下げ導線を介して，建物の両側に埋設した長さ 2 m の接地棒に繋いだ雷防護システムの効果を FDTD シミュレーションにより検討を行った。この雷防護システムを装備することで，30 kA の雷電流が受雷部に流入した場合においても，屋内の電界を 0.5 MV/m より低く，歩幅電圧も 12.5 kV より低くでき，屋内での側撃や歩幅電圧による感電の可能性を抑制できることが示された。

文　　献

(1) K. Uetsuhara, Y. Baba, and T. Kudo: “FDTD analysis of electric field and step voltage in a clay-wall house struck by lightning,” IEEJ Trans. EEE, vol. 19, no. 6, pp. 959-966 (2024)
(2) K. S. Yee: “Numerical solution of initial boundary value problems involving Maxwell’s equations in isotropic media,” IEEE Trans. AP, vol. 14, no. 3, pp. 302-307 (1966)
(3) W. Habarurema, W. Ingabire,G. Gasore, E. Hitiyise, and E. Ntagwirumugara: “Soil resistivity measurements in Rwanda for safety grounding system,” Int. J. of Applied Environmental Sciences, vol. 11, no. 4, pp. 1049-1054 (2016)
(4) IEC 62305-1 Ed. 2.0: Protection against lightning - Part 1: General principles (2010)
(5) 武居周，室谷浩平，吉村忍，金山寛:「数値人体モデルを用いたマイクロ波帯域の有限要素電磁界解析」，日本シミュレーション学会論文誌，vol. 4, no. 3, pp. 81-95 (2012)
(6) 市川健二：「感電災害の動向と電撃の危険限界」，安全工学, vol. 48, no. 6, pp.407-412 (2009)
(7) 高橋健彦：「接地・等電位ボンディング設計の実務知識」，オーム社，pp. 27-28 (2003)

©2026 IEE Japan

異なるパワートレイン車両の雷電流分流様相の違いと最適な雷対策

鈴木 雄貴*，山本 和男，松井 拓斗（中部大学）

Differences in Lightning Current Distribution Behavior among Vehicles with Different Powertrains and Optimal Lightning Protection Measures

Suzuki Yuki, Yamamoto Kazuo, Matsui Takuto（Chubu University）

1．はじめに

近年，脱炭素化社会の実現に向け，電気自動車やハイブリッド自動車など，環境負荷の小さい車両が普及している。また，運転支援技術の高度化に伴い，電気電子機器の搭載数も増加傾向にあり，自動車の高機能化が進んでいる(1)。

自動車が雷撃を受けた場合，雷電流が車両内部に過渡電磁界を発生させ，電気電子機器の故障・誤作動，さらには車両火災を引き起こす可能性がある(2)。しかしながら，自動車の雷対策はパワートレイン（ガソリン駆動，電気駆動，ハイブリッド）の違いに起因する構造の差異などから，一般化した検討が難しく，未だ十分な検討が行われていない。

そこで本研究では，同一メーカーが製造する異なるパワートレイン車両を対象に雷を模したインパルス電流を注入し，車両内部の電流分流様相の特徴を明らかにするとともに，共通する雷対策の指針と，それぞれに特化した雷対策を提案する。

2．試験結果

図 1~3 にガソリン車，ハイブリッド車および電気自動車の前輪周囲の電流分流様相を示す。矢印の向きは電流が流れる方向を示している。

どの車両においても電気電子機器へ接続されているバッテリー(+)に電流が流入していることが確認できた。さらにハイブリッド車ではインバーターへ接続されている高電圧線および電装品に，電気自動車ではチャージャーユニットやモータユニットへ接続されている高電圧線およびモータユニットの機器の GND 線に電流が流入していることが確認できた。

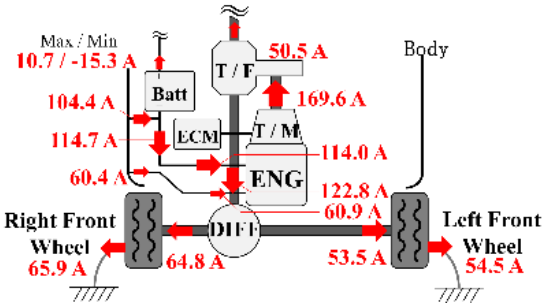


図 1 ガソリン車の前輪周囲の電流分流様相
Fig.1. Current distribution behavior around the front wheels of a gasoline vehicle

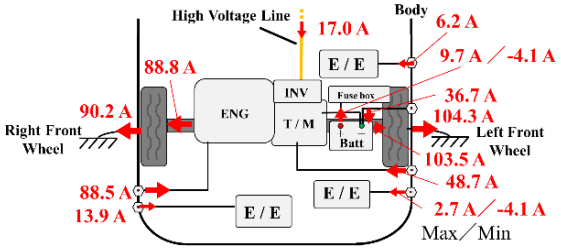


図 2 ハイブリッド車の前輪周囲の電流分流様相
Fig.2. Current distribution behavior around the front wheels of a hybrid electric vehicle

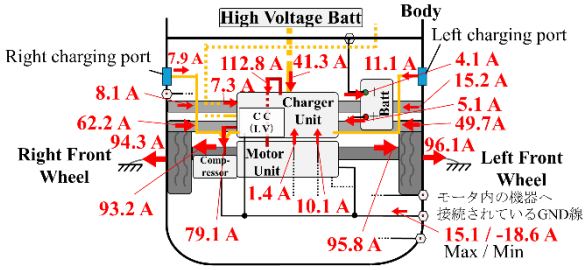


図 3 電気自動車の前輪周囲の電流分流様相
Fig.3. Current distribution behavior around the front wheels of an electric vehicle

3．おわりに

試験結果より，共通した雷対策としてバッテリー(+)から電気電子機器に流入する電流の抑制が必要であると考えられる。加えて，ハイブリッド車ではインバーターへ接続されている高電圧線および電装品への電流の抑制，電気自動車ではチャージャーユニットやモータユニットへ接続されている高電圧線およびモータユニットの機器の GND 線への電流の抑制が必要であると考えられる。

文　献

(1) 内藤悠太，柳川俊一，山本和男：「電気自動車の高電圧インパルス試験とその検証」，電気設備学会全国大会，pp,163-166 (2014)
(2) 山本和男・金田順・雨谷昭弘:「電気自動車雷撃時の内部過渡磁界と電流分流様相」，電気学会論文誌 B，Vol.132No.7pp.667-675（2012）

©2026 IEE Japan

変圧器移行電圧に対するサージアブソーバ設置位置の影響

岡本　昌司，加藤　直也，森田　博之，坂元　隆博（ＪＥＲＡ）
寺本　研介（電力中央研究所）

Effect of Surge Absorber Position on Transformer Transfer Voltage

Masashi Okamoto, Naoya Kato, Hiroyuki Morita, Takahiro Sakamoto (JERA Co., Inc.)
Kensuke Teramoto (Central Research Institute of Electric Power Industry)

１．まえがき

同期発電機等の耐雷設計では，変圧器の高圧側から低圧側に移行する電圧の検討が必要となる。変圧器移行電圧は，変圧器の巻線間の電磁結合によって移行する電磁移行と巻線間の浮遊静電容量を介した静電移行があり，従来，その検討は，変圧器や変圧器の低圧側に接続されている機器を集中定数回路とした等価回路で行われてきた[(1)]。

近年，変圧器の移行電圧を考慮可能な回路解析モデルも提案されており[(2)]，変圧器低圧側の IPB 母線を含めたサージ現象として解析することも可能となっている[(3-4)]。本稿では，同期発電機など変圧器低圧側の雷害対策として用いられるサージアブソーバに着目し，その設置位置による過電圧抑制効果の影響について検討した結果について報告する。

２．解析モデル

＜2・1＞　変圧器移行電圧の解析モデル　　図 1 に変圧器移行電圧の解析モデルを示す。変圧器は，巻線抵抗と漏れインダクタンスを考慮した Y-Δ結線の変圧器と巻線の対地及び巻線間の静電容量を考慮したモデルとした。本モデルでは，Y-Δ結線の理想変圧器を介して高圧側から低圧側に移行する電磁移行と，巻線間の静電容量と低圧側巻線の対地静電容量の分圧により静電移行を，それぞれ模擬可能である。

＜2・2＞　発電機主回路　　本研究では，変圧器の高圧側に電圧を印加し，変圧器の低圧側の発電機主回路で発生する電圧を解析した。図 2 に解析対象とした回路を示す。変圧器は図 1 の変圧器移行電圧を考慮した解析モデルを用い，発電機はπ回路で固定子巻線のインダクタンスと対地静電容量を模擬した。IPB 母線は単相の一定定数線路モデルで模擬した。サージアブソーバは，キャパシタンスと避雷素子の並列回路であり，変圧器の低圧側のキャパシタンスを大きくすることで静電移行を抑制する効果と，過電圧が発生した場合にそれを抑制する効果がある。ただし，本稿の検討では，変圧器の低圧側の過電圧は避雷器動作開始電圧以下となることから，サージアブソーバはキャパシタンスのみを考慮した。

＜2・3＞　解析条件　　本研究では，図中に示すサージアブソーバの分岐距離 L を解析パラメータとし，L = 1～10 m の条件について解析を行った。変圧器の高圧側に 1050 kV の標準雷インパルス電圧波形を印加し，発電機固定子コイルに発生する過電圧を算出することで，サージアブソーバ分岐距離が過電圧特性に及ぼす影響を評価した。

表 1 に解析に用いた静電容量やインダクタンス等の回路定数を示す。

３．解析結果

図 3 に発電機端で過電圧波形の例として，L = 1m と L = 5 m の結果を示す。両者を比較すると，L = 5 m の波形では，振幅が大きい高周波数の振動成分が発生しており，L =1 m の波形では高周波数の振動成分は小さいことが分かる。この振動は，静電移行によって生じる波形である。図 3 の結

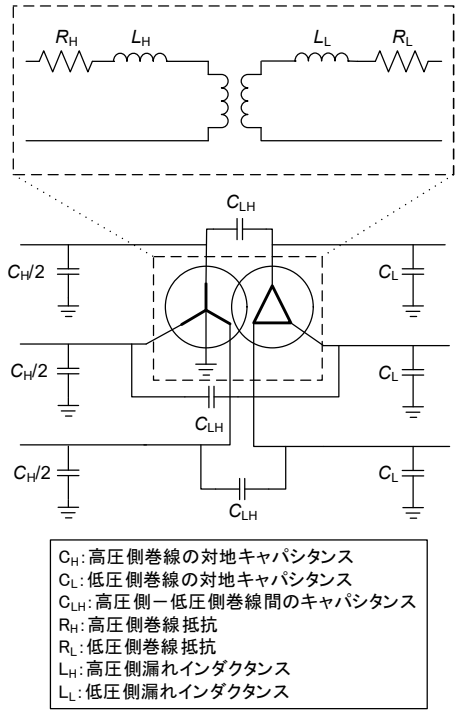


図 1 変圧器解析モデル
Fig. 1. Analytical models of transformer

©2026 IEE Japan

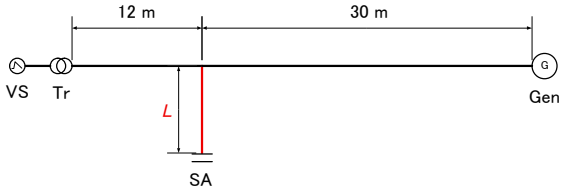


図 2 回路モデル

Fig. 2. Circuit model

表 1 発電機主回路構成機器の解析パラメータ

Table 1. Parameters of Generator Main Circuit Components

主変圧器	定格電圧 [kV]	高圧側	281.0
		低圧側	15.0
	漏れインダクタンス [mH]	高圧側	56.0
		低圧側	0.50
	巻線抵抗 [Ω]	高圧側	0.24
		低圧側	0.0011
	対地間静電容量 [pF]	高圧側	1900
		低圧側	5400
	高圧巻線－低圧巻線間 静電容量 [pF]		2390
発電機	定格容量 [MVA]		330
	定格電圧 [kV]		16.0
	サージインピーダンス [Ω]		34.5
	対地キャパシタンス [μF/相]		0.36
	自己インダクタンス [μH]		435
サージアブソーバの静電容量 [μF]			0.1

果は，サージアブソーバ設置位置までの分岐線の長さが数 m 変わるだけで，その抑制効果が発電機端に波及するまでに時間遅れが生じ，結果として発生電圧が上昇することを示している。

従来の集中定数回路による検討では，変圧器低圧側の静電容量は，変圧器の低圧側巻線の対地静電容量，サージアブソーバのキャパシタンス，発電機固定子巻線の対地静電容量の和として扱われるため，サージアブソーバを設置することで静電移行電圧の抑制が原理的に期待できる。しかし，図 3 に示したように，雷サージによる静電移行電圧は比較的高周波数の現象となるため，分布定数回路として扱うと，サージアブソーバの影響が発電機端に反映されるまでの遅れが大きくなり，抑制効果が届く前に初期波が大きな振幅で発電機端に現れてしまう。

図 4 に，横軸を L（1- 10 m），縦軸を最大発生過電圧として整理した結果を示す。L の増加に伴い最大過電圧は概ね単調に増加する一方で，Lが 6 m 以上の範囲では増加率が緩やかとなる。これは，サージアブソーバからの負の反射波が到達するまでの遅れが，侵入サージの波頭長に対して十分大きくなると，反射波が届く前に初期ピークが形成されるためであり，この領域では最大値はサージの立ち上がり特性でほぼ決定され，距離をさらに延長しても最大値の増分が小さくなるためと考えられる。

４．おわりに

本研究では，発電機主回路について，標準雷インパルス（1050 kV）を印加し，回路解析により発電機固定子に生じる過電圧を評価した。サージアブソーバの分岐距離 Lを変

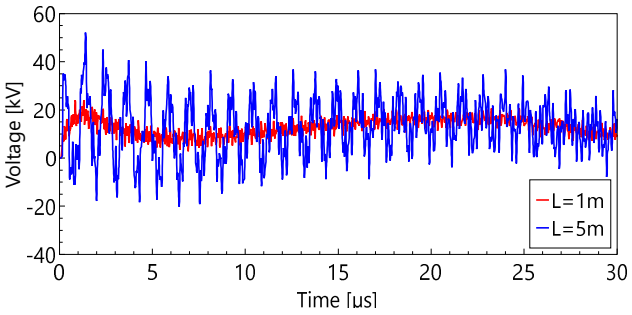


図 3 発電機端における過電圧

Fig.3. Overvoltage waveforms at the generator

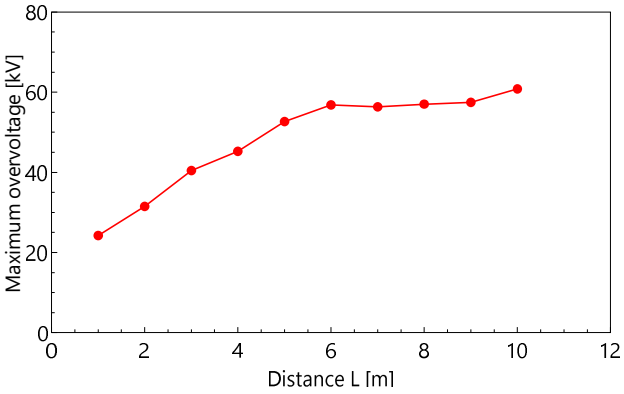


図 4 サージアブソーバ分岐距離がピーク過電圧に及ぼす影響

Fig.4. Effect of surge absorber distance on peak overvoltage

化させると，Lが大きいほど最大過電圧が増加することを明らかにした。これは，サージアブソーバが分岐側にあるため，その影響が発電機端に届くまで遅れることに起因すると考えられる。

従来の集中定数による簡易等価回路では，サージアブソーバの位置や分岐配置といった配置の影響を考慮できない。一方，分布定数線路を含む回路解析では，これらの配置条件を反映して実機に近い過電圧の挙動を再現でき，配置最適化や絶縁設計の検討に有効である。

文　　献

(1)雷リスク調査研究委員会　変電雷リスク分科会：「発変電所及び地中送電線の耐雷設計ガイド（2021 年改訂版）」，電力中央研究所 研究報告，H20014(2022)

(2) 植田 俊明，根尾 定紀，杉本 俊郎，竹内 伸貴，舟橋 俊久：「変圧器移行電圧の測定と解析モデルに関する検討」，電気学会論文誌 B，115 巻 12 号 p. 1494-1500 (1995)

(3) 宇賀雄次，渡辺浩美，大川公史，本山英器：「水力発電所における雷サージ解析のための高精度発電機モデルの開発」，平成 21 年電気学会全国大会，7-104 (2009)

(4)本山浩二，稲垣浩伸，松本洋和，三木　貫：「タービン発電機固定子コイルのサージ伝搬特性の測定とその解析」，平成 28 年電気学会電力・エネルギー部門大会, 426 (2016)

©2026 IEE Japan

Altitude Pressure Conversion in IEC 60060-1

Shuji SATO (Utsunomiya University), Hiroyuki SHIMIZU* (Nippon Institute of Technology),
Seisuke NISHIMURA (Yokohama National University)

1. Introduction

When one wishes to estimate a sparkover voltage at a given altitude, it is necessary to convert a reference level pressure to the one at the desired altitude. For this purpose IEC 60060-1: 2010 [1] has provided a conversion formula and the newly issued IEC 60060-1:2025 [2] still uses the same equation. Authors have been in doubt about the conversion formula since IEC 60060-1:2010 era. This is because air density is a function of temperature which is effected by altitude.

Authors could analytically derive theoretical conversion equation and compare it with the IEC approximation. This paper describes comparison results and supports slightly simplified approximation described in IEC 60071-2:2023 [3].

2. Altitude-Pressure Equations

Before going into detailed discussions, the following constants are known for the altitude-pressure conversion.

Table 1 Constants

k_B	Boltzmann constant	$1.380649\cdot 10^{-23}$ $m^2kg/s^2/K$
N_A	Avogadro number	$6.02214076\cdot 10^{23}$ /mol
M	molecular mass of Air	$28.964420\cdot 10^{-3}$ kg/mol
β	temperature reduction rate	0.00649 K/m
R_e	radius of Earth	$4\cdot 10^7/(2\pi)$ m
g_0	gravity at sea level	9.80665 m/s^2
p_0	standard pressure	1013.25 hPa
t_z	0 ℃ temperature in K	273.15 K
R	universal gas constant	$k_B \cdot N_A$ J/K/mol

If composition of air is simplified by 78% N_2+21% O_2+1% Ar, then a value of M becomes slightly smaller: $28.96\cdot 10^{-3}$. This wouldn't result in significant consequence. A value of M in Table 1 is understood as a mass of 22.4 l air.

<2.1> Full Equation

Gravity and temperature are given by function of altitude h by:

$$\begin{cases} t(h) = t_0 - \beta\cdot(h-h_0) \\ g(h) = g_0\cdot R_h^{\,2},\ R_h = \dfrac{R_e+h_0}{R_e+h} \end{cases} \tag{1}$$

In eqn. (1), h_0 is the altitude of the reference point. In this paper it would be set to 0 (sea level unless otherwise specified). Then eqn. (2) can be derived using equation of state ($pV = RT$).

$$\frac{d}{dh}p(h) = -\frac{g(h)\cdot p(h)}{R_M\cdot t(h)},\ R_M = \frac{R}{M} \tag{2}$$

This ordinary differential equation can be solved with a boundary condition: $p(h_0) = p_0,\ t(h_0) = t_0$ and eqn. (3) holds.

$$P_1(h) = p_0\cdot\left(\frac{t(h)}{t_0}\times R_h\right)^A \times \mathrm{e}^{-B}$$
$$\left[\begin{array}{c} A = \dfrac{g_0\cdot\beta\cdot\left(\dfrac{R_e+h_0}{T_C}\right)^2}{R_M},\ B = \dfrac{g_0\cdot R_h\cdot(h-h_0)}{R_M\cdot T_C} \\ T_C = \beta\cdot(R_e+h_0)+t_0 \end{array}\right] \tag{3}$$

T_C, if understood by definition, it indicates an atmospheric temperature at the centre of Earth.

<2.2> Gravity Independent Equation

Set $g(h) = g_0$ in eqn. (2) or $R_e\to\infty,\ R_h\to 1,\ (a\to g_0/(\beta R_M),\ b\to 0)$ in eqn. (3), we have gravity independent solution identical to that appearing in ISO 2533:1975 [4].

$$P_2(h) = p_0\cdot\left(\frac{t(h)}{t_0}\right)^{\frac{g_0}{\beta\cdot R_M}} = p_0\cdot\left(1-\frac{\beta\cdot(h-h_0)}{t_0}\right)^{\frac{g_0}{\beta\cdot R_M}} \tag{4}$$
$$= p_0\cdot\left(1-\frac{0.00649\cdot h}{t_0}\right)^{5.2639}$$

<2.3> Temperature Independent Equation

If pressure is dependent on neither gravity nor temperature, pressure function is obtained by setting $\beta\to 0$ in eqn. (2) or in eqn. (4). Here is a result.

$$P_3(h) = p_0\cdot e^{-\frac{g_0}{R_M}\cdot\frac{h-h_0}{t_0}} = p_0\cdot e^{-\frac{0.034163\cdot h}{t_0}} \tag{5}$$

Simplified equation appearing in IEC standards [1), 2), 3)] is

$$P_{\mathrm{IEC}}(h) = 1013\cdot e^{-\frac{h}{8150}} \tag{6}$$

Ignoring minor difference (1013.25 vs 1013), eqn. (5) becomes eqn. (6) by setting $t_0 = t(h_0) = t_z + 5.27545 \simeq t_z + 5.3$ K. This implies that IEC approximation assumed temperature of 5.3 ℃ at any altitude. This may cause the error to be seen in the next chapter.

©2026 IEE Japan

3. Comparison by Various Approximations

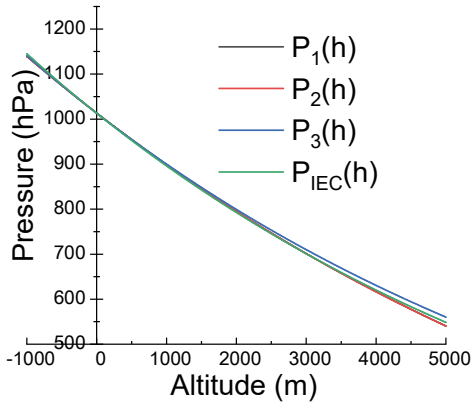


Figure 1 Pressure Conversions in many approximations

Authors calculated altitude-pressure curves with four equations over h=-1000~5000 m as shown in Fig. 1. Then error distributions from eqn. (3) were evaluated. In all computations except $P_{\mathrm{IEC}}(h)$, $t(h_0) = t_z + 15$ (i.e. sea level temperature of 15 ℃) was assumed (IEC uses 20 ℃ instead).

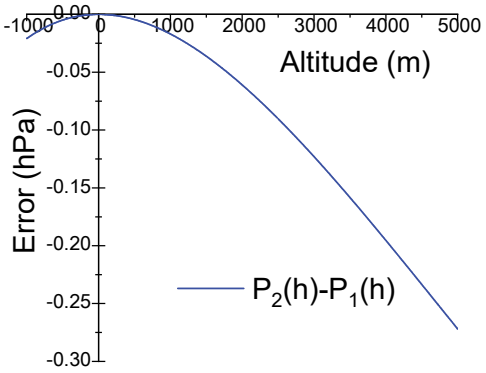


Figure 2 $P_2(h)$ error distribution from $P_1(h)$

In Fig 1, $P_2(h)$ curve superposed over $P_1(h)$ curve and $P_1(h)$ looks as if not drawn. Besides this fact, $P_3(h)$ and $P_{\mathrm{IEC}}(h)$ approximations seem to yield non-negligible error at high altitude.

Shown in Fig. 2 is an error distribution of $P_2(h)$ from $P_1(h)$. It can be said that the contribution of gravity effect to the pressure is negligibly small. This leads to a suggestion that $P_2(h)$ is preferred to $P_1(h)$ for simplicity.

Eerror distributions of $P_3(h)$ and $P_{\mathrm{IEC}}(h)$ from $P_1(h)$ are also drawn in Fig. 3. It is interesting that IEC approximation resulted in smaller error than the similar but more theoretical approximation, $P_3(h)$.

Although $P_{IEC}(h)$ yields smaller error than $P_3(h)$ over $h = -1000 \cdots 5000$ m, $P_{\mathrm{IEC}}(h)$ assumes unrealistic temperature distribution. Needless to say that $P_3(h)$ at $t(h_0) = t_z + 5.3$ becomes identical to $P_{\mathrm{IEC}}(h)$.

Equation (6) was proposed in days when a complicated function was evaluated by a packet calculator. Now eqn. (4) as well as eqn. (6) can simply be computed in a spread-sheet in almost similar procedure. Small complexity wouldn't matter in today's circumstances.

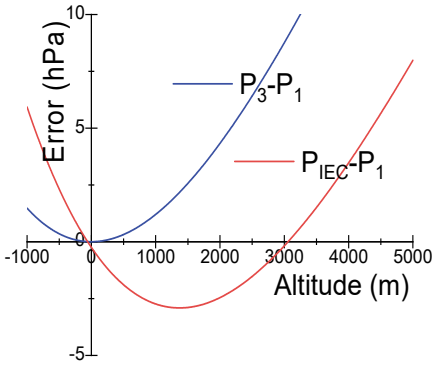


Figure 3 $P_3(h)$ and $P_{IEC}(h)$ error distributions from $P_1(h)$

It appears from Fig. 3 that $P_{\mathrm{IEC}}(h)$ was tuned to optimise for the range $h = -500 \cdots 4000$ m in which magnitude of maximum errors (opposite polarity) becomes almost equal.

Anyway $P_{\mathrm{IEC}}(h)$ yields larger error than $P_2(h)$ and it is based on illogical assumption (sea level temperature is constant at 5.3 ℃).

4. Conclusions

Authors solved the state equation and obtained theoretically precise altitude-pressure conversion equation. By comparing this with simplified approximations including that appearing IEC 60060-1, the following conclusions can be derived.

1) Theoretical conversion equation was firstly derived.
2) Gravity effect can be neglected.
3) IEC approximation holds under unrealistic condition that air temperature at s is constant, 5.3 ℃.
4) $P_2(h)$ which takes temperature dependency into account would be used instead of $P_{\mathrm{IEC}}(h)$ appearing in IEC 60060-1.

References

1) IEC 60060-1:2010 Ed. 3,"High-voltage test techniques - Part 1: General definitions and test requirements" (2010)
2) IEC 60060-1:2025 Ed. 4,"High-voltage test techniques - Part 1: General definitions and test requirements" (2025)
3) IEC 60071-2:2023, "Insulation co-ordination, Part 2: Application guidelines" (2023)
4) ISO 2533:1975, "Standard Atmosphere" (1975)

©2026 IEE Japan

Parameters Evaluation Technique for Chopped Lightning Impulse Waveform

Shuji SATO (Utsunomiya University), Hiroyuki SHIMIZU* (Nippon Institute of Technology),
Seisuke NISHIMURA (Yokohama National University)

1. Introduction

According to the IEC 60060-1. ED.4 [1], impulse parameters are newly redefined. Among them is the definition of chopped lightning impulse waveform. Also IEC 61083-2 [2] TDG was prepared and round-robin evaluation has been carried out with the TDG output. One of the authors participated the round-robin and submitted the results. In preparing a programme to analyse chopped Lightning Impulse voltage (LIC for short in the paper), authors have noticed novel ideas that utilises mathematical techniques. The programme implemented with the technique could successfully analyse LIC parameters.

This paper describes the details of the proposed technique and warns some difficulties related to the discharge in an axial magnetic field type vacuum interrupter.

2. Chopped LI Waveform Parameters

Shown in Fig. 1 is the definitions of parameters for LIC. What is important with new definition is the time parameters which are now measured from the virtual origin (previously it was defined as a time from the absolute origin). In the figure polarity and offset corrections are assumed applied.

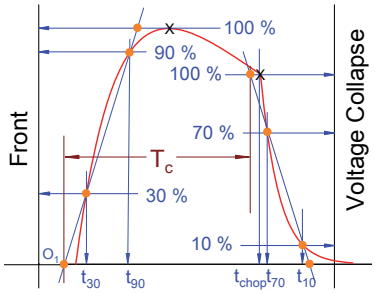


Figure 1. Definitions of LIC (IEC 60060-1)

We symbolically pick up two lines in Fig. 2. A line connects 30 % and 90 % of peak value in front. Crossing point at the horizontal axis is defined as the virtual origin, O_1.The other line bridges 10% and 70 % of the value just at chopping. Stretch the line defined on a collapsing side and find a crossing point on a 100 % value. This point would be called “virtual chopping point”. Time interval between virtual origin and virtual chopping point is the parameter called *time to chopping*, T_c. which is the subject to parameter evaluation.

3. Time by Normalised Parameter, *u*

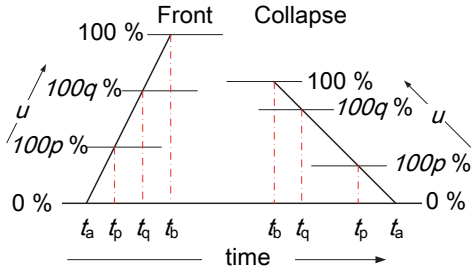


Figure 2. Time expression using normalised parameter, u

The two lines are symbolically sketched in Fig. 2. LHS line in Fig. 2 represents a front line connecting through 30 % and 90 % whilst RHS line is drawn for the voltage collapse. Now we generalise the two lines that go through 100p% and 100q % ($p \neq q$) of the each peak value. Then four coordinate points (0, t_a), (p, t_p), (q, t_q), (1, t_b) can be given using normalised parameter, u ($0 \leq u \leq 1$) or (u, t).

$$t = t_a + u \cdot (t_b - t_a)$$
$$\begin{cases} t_p = t_a + p \cdot (t_b - t_a) \leftarrow (u = p) \\ t_q = t_a + q \cdot (t_b - t_a) \leftarrow (u = q) \end{cases} \quad (1)$$

After solving two unknowns (t_a and t_b) in eqn. (1), universal expression (the first one in eqn. (1)) can be rewritten by eqn. (2).

$$t = \left((u-p)\cdot t_q - (u-q)\cdot t_p\right) \Big/ \left(-(u-q)+(u-p)\right) \quad (2)$$

Equation (2) suggests value t is an externally divided point of t_p and t_q with a ratio $u - p : u - q$. Denominator of eqn. (2) would be simplified to $q - p$.

For the front domain t_a and t_b are evaluated by setting u=0 and u=1, with p=0.3 and q=0.9 in eqn. (2). Results are given by eqn. (3).

$$\begin{aligned} t_a &= \left((0-p)\cdot t_{90} - (0-q)\cdot t_{30}\right) \Big/ (q-p) = (3\cdot t_{30} - t_{90})/2 \\ &= O_1 \\ t_b &= \left((1-p)\cdot t_{90} - (1-q)\cdot t_{30}\right) \Big/ (q-p) = (7\cdot t_{90} - t_{30})/6 \\ T_1 &= t_b - t_a = (t_{90} - t_{30})/0.6 \end{aligned} \quad (3)$$

©2026 IEE Japan

The parameter, T_1 in eqn. (3) is called front time and can also be computed using the proposed algorithm.

Similarly by setting p=0.1 and q=0.7 in eqn. (2), equation (4) holds at the voltage collapsing side in Figs. 1 and 2.

$$t_{chop} = t_b = \left((1-p)\cdot t_{70} - (1-q)\cdot t_{10}\right)/(q-p) = \left(3\cdot t_{70} - t_{10}\right)/2 \quad (4)$$

Time to chopping, T_c, can be obtained from eqns. (3), (4).

$$\begin{aligned} T_c &= t_{chop} - O_1 = \left(t_{90} - t_{10} + 3\cdot(t_{70} - t_{30})\right)/2 \\ &= \left((t_{90} + t_s) - (t_{10} + t_s) + 3\cdot\left((t_{70} + t_s) - (t_{30} + t_s)\right)\right)/2 \end{aligned} \quad (5)$$

The last term in eqn. (5) suggests percentage times (t_{30}, .., t_{10}) can be measured in any time coordinate, for example the time origin can be the start of measurement. This rule can also be true with T_1 calculation appeared in eqn. (3).

4. Estimation of Chopping Instant

If chopping takes place on a wave tail, it wouldn't have been easy to find out the chopping instant and its height. Authors noticed a fact that 2nd derivative of the voltage curve should significantly change at the chopping instant.

If recorded data are given in array form: ($y(i)$, i=1..n) at an equal interval, then 2nd derivatives by Taylor expansion is given by eqn. (6) at i=k.

$$\frac{y(k-1) - 2\cdot y(k) + y(k+1)}{(\Delta t)^2} \simeq y^{(2)}(k) \quad (6)$$

There would be two possibilities with eqn. (6):

1) Equation (6) holds when ($y(i)$, i=k-1, k, k+1) all belong to before or after chopping.
2) Equation (6) fails to hold when $y(k-1)$ belongs to before chopping, $y(k+1)$ after chopping and $y(k)$ at chopping. RHS of eqn. (6) cannot be evaluated whilst LHS of eqn. (6) would yield extraordinary value. This singularity can be used to find the chopping instant as well as the true time origin.

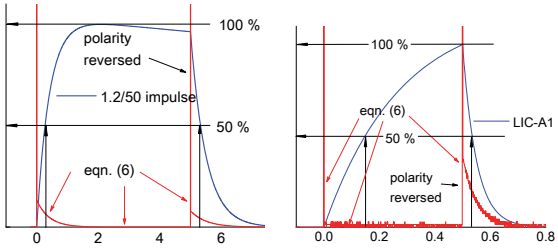
5. Application to the Model Calculations

Authors applied the technique to the two waveforms:

1) Ideal 1.2/50 impulse chopped at t= 5 μs and decays with time constant τ=0.5 μs: Δt =1 ns, double precision resolution. This waveform was generated by authors.
2) Newly modified LI-A1 (to be included in the forthcoming IEC 61083-2:2026 TDG): $\Delta t = 1$ ns, 16 bit resolution

In neither case, "reference values" are known except U_t and T_1 for the case, 1).

Shown in Fig. 3 are the above mentioned waveforms. Behaviours of eqn. (6) can clearly be recognised: sharp spike protrudes at the chopping instant in both curves. Similar singularity can be found at the absolute time origin. This by-product indicates that eqn. (6) can also be used for absolute origin determination. In order to exclude the singularity at the origin, 50 % threshold was set: a time to yield more than 50 % the peak value is accepted as the chopping moment. This rule leads to an easy judgement of chopping: voltage at chopping moment is the peak value, then front chopping (compare, Fig. 3 (a) and (b)).



(a) 1.2/50 impulse (b) TDG LIC-A1

Figure 3 Chopped Impulse Analyses

Table 1 shows analysed results.

Table 1 Evaluated LIC Parameters

Waveform	U_t (V)	T_c (μs)	T_1 (μs)
1.2/50 impulse	1.00000	4.89405	1.20000
LIC-A1	872227.4	0.542662	0.508906

Voltage insulation temporary recovers during voltage collapse discharge of an axial magnetic field vacuum interrupter [3]. This causes sharp voltage increase during voltage collapse. Vacuum discharge is also known to have a very short time constant in voltage decay (tens of ns): not enough recorded points for precise analysis.

6. Conclusions

Authors proposed two algorithms in the paper. The algorithms were used to analyse two typical LIC: front-chopped and tail-chopped LIs. Although true impulse parameter values are not know, authors believe obtained values are not much erroneous. From the study following conclusions can be elucidated.

1) Equation which at one stroke calculate T_c from t_{30}, t_{90}, t_{70} and t_{10} is proposed.
2) Algorithm to evaluate chopping instance as well as the true time origin from recorded data worked fine. Its effectiveness was confirmed.
3) Technique to find singular $y^{(2)}(k)$ point can be applied to the combined/composite voltage waveform analysis [1] in finding the superposing impulse application instant.

References

1) IEC 60060-1:2025 Ed. 4,"High-voltage test techniques - Part 1: General definitions and test requirements", 2025
2) IEC 61083-2:2026 Ed. 3,"Instruments and software used for measurements in high-voltage impulse test Part 2: Requirements for software " (to be issued in 2026)
3) S. Sato, H. Ikeda, S. Nishimura, Y. Taniguchi, H. Shimizu, K. Harada: "*V-t* Characteristics of Vacuum Interrupter after Large Current Interruption", IEEE Trans. Plasma Science, Vol. 39, No. 6, 2011

©2026 IEE Japan

開閉サージによる遮断器操作回路損傷の検討

山田　正人，飯田　芳久*，前田　翔平（関西電力送配電株式会社）

Study on Damage of Control Circuit in Circuit Breaker Due to Switching Surge

Masato Yamada, Yoshihisa Iida, Shohei Maeda (Kansai Transmission and Distribution, Inc.)

１．まえがき

変電所機器には雷サージや開閉サージ等のサージが度々侵入し，それらの機器の低圧制御回路も誘導によりサージが侵入する。今回，遮断器の制御回路に侵入した断路器開閉サージによって，制御回路の絶縁破壊障害を生じた。その対策のため，サージ測定および解析を行った結果を紹介する。

２．サージ測定

当社 275kV 気中変電所において，線路用断路器を開放した時に，その断路器と接続した遮断器の操作箱内の低圧回路で障害が発生した。図 1 に示すように，障害は油圧操作形遮断器の油圧を制御する圧力リレーのリード線と油圧リレーを収納する金属製の箱との間の閃絡であったため，断路器開放時の開閉サージが原因と推定された。そのため，現地測定ならびに解析を行って事象の確認と対策の効果を検証した。

現地測定では，図２に示すように，遮断器１相分の油圧リレー回路を模擬した回路を遮断器操作箱内に仮設し，断路器を開閉した際の模擬油圧リレー端子電圧(以後 V1 と称する)と遮断器操作箱の電圧(以後 V2 と称する)を測定した。なお，電圧基準(以後 E と称する)には当該遮断器から離れたサージの影響が少ないと考えられる箇所の接地を用いた。また，この回路は遮断器操作箱から数m離れた集中端子箱間を CVVS ケーブルで接続している。測定は集中端子箱側のシースは接地端子に接続したままで操作箱側のシースを接地端子に接続または非接続を切り替えて行った。

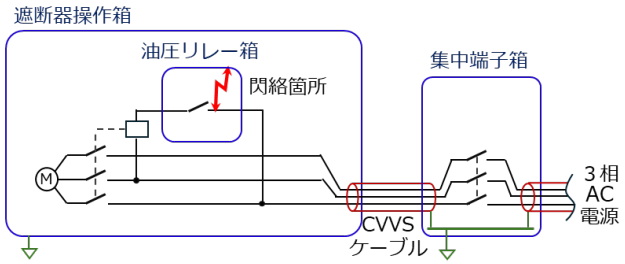


図１　サージ障害個所
Fig.1. Surge fault location

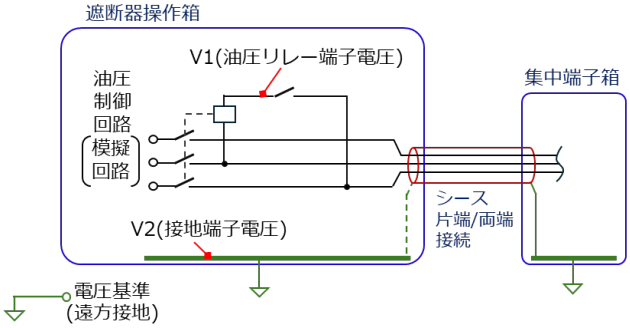
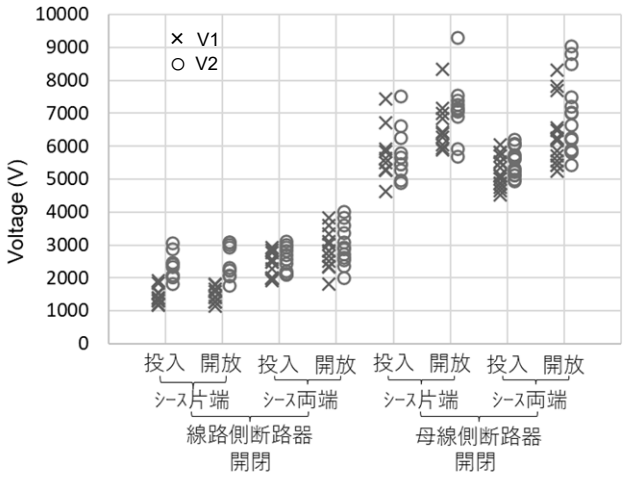
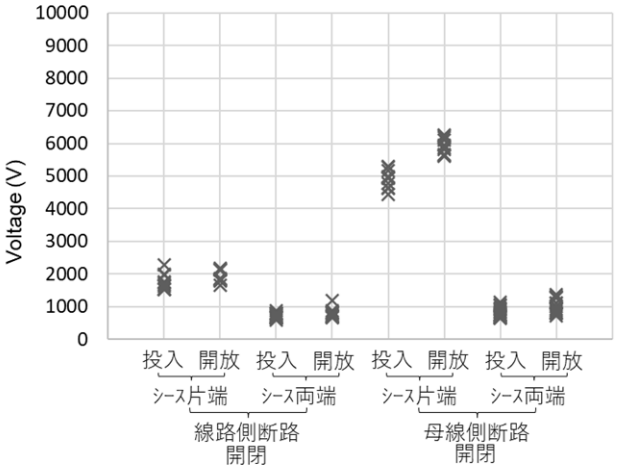


図２　サージ測定回路
Fig.2. Measurement circuit of surge voltage



(a)　Peak voltage of V1 and V2



(b)　Peak voltage of　V1- V2

図３　測定結果
Fig.3. Measurement result

©2026 IEE Japan

図３にサージ測定波形からサージの最大値を読み取った結果，ならびに V1 と V2(＝油圧リレー箱と同電位)の差電圧を求めた結果を示す。

図３から，基準からの電圧 V1,V2，および片端接地時の差電圧 V1-V2 は，大きなサージが生じていることがわかる。障害発生時は片端接地であるため，電気機器用ビニル電線のインパルス定格 7500V に近いサージを観測していることや開閉サージのばらつきや過去の多数回印加による劣化を考慮すると，一連の絶縁破壊事象の原因の可能性が高いことが確かめられた。一方，両端接地にするとサージの差電圧が小さくなることも確認された。

次に，図４に示すような，主回路で生じたサージが遮断器タンクを経て操作箱に静電誘導で伝搬し，さらに油圧制御回路に誘導伝搬する簡易な回路解析モデルを作成して解析を行った。その結果，図５のように両端接地では圧力リレー端子波形 V1 が操作箱波形 V2 に近づくことで差電圧が小さくなることがわかった。これらから，解析でもシース両端接地が対策として有効であると確認できた。

３．おわりに

変電所ではディジタル装置の導入が進められており，低圧制御回路のサージ現象の把握と対策が重要になっている。

今回，断路器開閉サージの低圧制御回路への影響を実測と解析で確認できた。今後は，解析の適用範囲の拡大と精度の向上を進めていきたいと考えている。

文　献

(1) 低圧・制御回路のサージ現象調査専門委員会,「低圧・制御回路のサージ現象」,電気学会技術報告，第 1115 号 (2008)
(2) 吉田昌展,植田俊明,「変電所低圧制御回路に発生するサージ電圧低減対策の検討」.平 20 電気学会 B 部門大 No.59

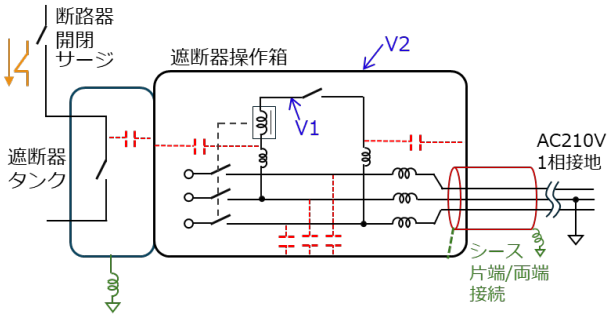
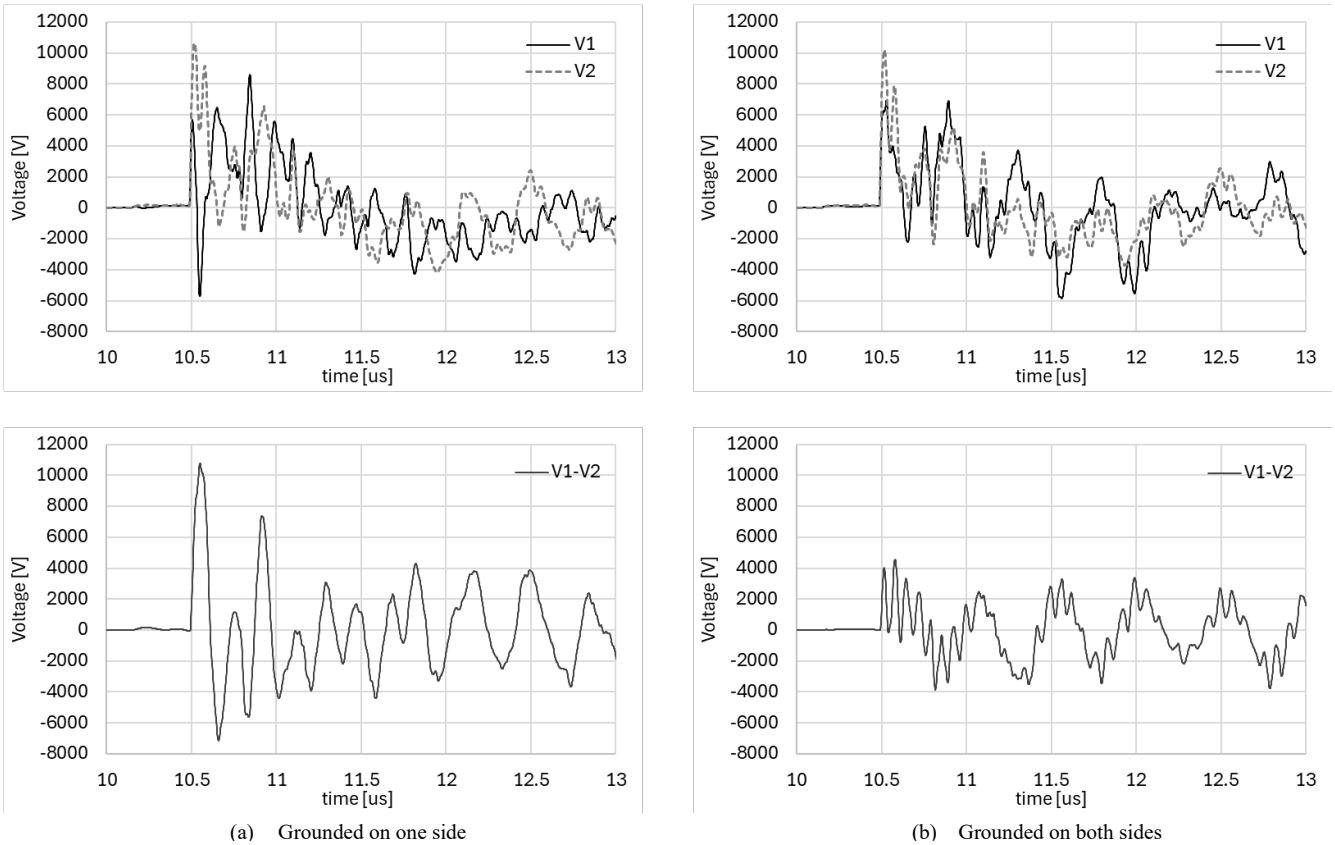


図４　解析モデル
Fig.4. Simulation model



(a)　Grounded on one side　　(b)　Grounded on both sides

図５　解析結果
Fig.5. Simulation result

©2026 IEE Japan

高周波パルス方式による接地抵抗測定の留意点

孫　如凱*，榊原　宏行，安藤 雅祥（（株）関電工）
山本　和男（中部大学）

Points to Note When Measuring Grounding Resistance using the High Frequency Pulse Method

Rukai Sun, Hiroyuki Sakakibara, Masayoshi Ando(Kandenko Co.,Ltd), Kazuo Yamamoto(Chubu University)

１．はじめに

2022 年に発変電規程[1]が改訂され，メッシュ接地の測定方法として図 1 に示す高周波パルス方式が追加された。この方法では補助極の離隔が十分確保できない状況であっても、接地抵抗値を求められることが示されている。例えばメッシュ接地から補助極までの最短離隔が 1m, 電極間隔が 10m という狭い離隔で測定を実施した場合であって、測定抵抗値を補正することで，接地抵抗値を求めることができる。よって，敷地が狭い場所での接地抵抗測定に活用が期待できる。しかし，筆者らは，実証実験[2]や解析的検討[3]において，補助極の配置により接地極間の電位干渉が異なり，補助極を近傍に配置した抵抗値を補正した値と遠方に配置した時の抵抗値に差異が生じることが確認できた。

本稿では，高周波パルス方式の測定において，補助極を近傍に配置して測定する際の留意点を解析的に検討した内容について報告する。

２．解析的検討

＜2・1＞解析条件

解析には電力中央研究所が開発した FDTD 法による電磁界解析プログラム VSTL を用いた。

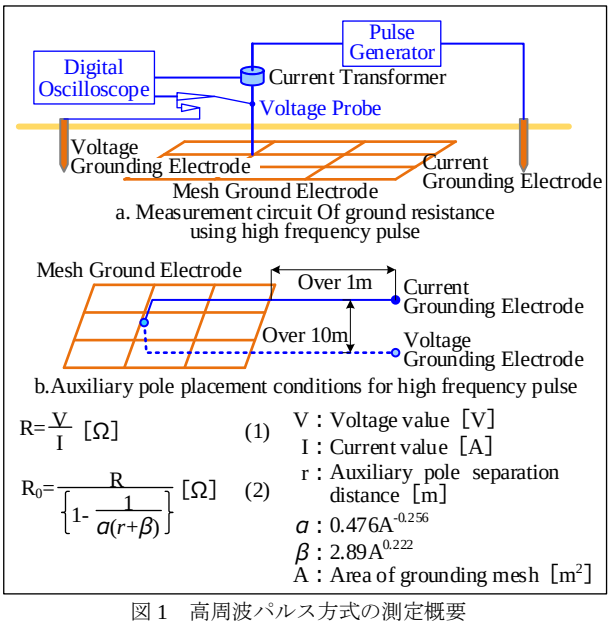


図 1　高周波パルス方式の測定概要
Fig.1. High frequency pulse measurement overview

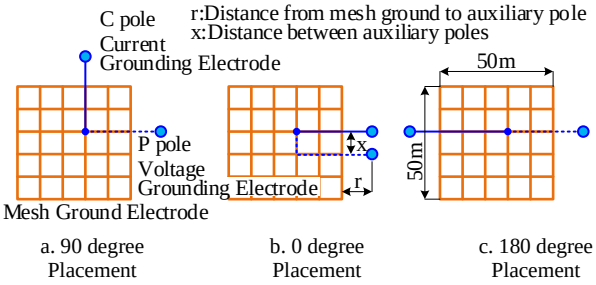


図 2　補助極の配置条件
Fig.2. Auxiliary Ground Electrode placement conditions

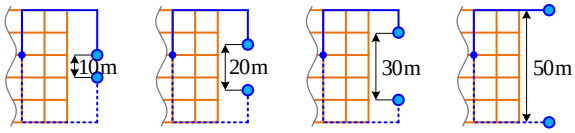


図 3　補助極間の離隔
Fig.3. Distance between auxiliary poles

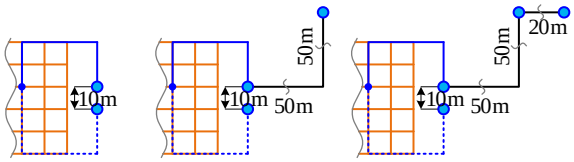


図 4　C 極の連接
Fig.4. C pole connection

解析モデルは文献[4]を参考に，標準モデル(メッシュ接地 50×50m，格子 10m，大地抵抗率 100Ω･m)とし，補助極の配置を変化させて解析を行った。

メッシュ接地の線半径 5mm，埋設深さ 1m，補助極の半径 7mm，補助線の半径 1.3mm とし，不完全導体大地は均質大地，比誘電率を 10 とした。また，電流波形は指数関数波 1A を印加し，解析空間を囲む 6 つの境界面には Liao の 2 次吸収境界条件を設定することで開空間を表現した。

① 補助極配置による比較：解析では，図 2 に示すようにメッシュ接地からの補助極の配置を変更して検討を行った。図 2 の a. は電流極(以下 C 極)をメッシュ接地の垂直方向に，電圧極(以下 P 極)をメッシュ極の水平方向に配置する(90°配置)。b. は補助極をメッシュ接地の片側に配置する(0°配置)，c. は補助極をメッシュ接地の両側に配置 (180°配置)した。

② C 極からの電位干渉の低減：補助極 0°配置の場合，P 極が C 極の電位干渉を受けるため，図 3 に示すように P 極と C 極との離隔の変化(10m，20m，30m，50m)と図 4 のように C 極を 2 本，3 本と連接する条件で検討を行った。

©2026 IEE Japan

＜2・2＞結果

解析ではC極に1Aの電流を印加し，P極とメッシュ接地間の電圧を計算した。得られた電流・電圧波形の終期の値を読み取り(1)式を用いて抵抗値を求め，メッシュ接地と補助極の離隔から(2)式で補正値を算出した。また，境界面の上面から電流印加線をメッシュ接地に接続し，P 極をメッシュ接地から 600m と遠方に配置して求めた抵抗値を基準値とした。

① 補助極配置による比較：結果を図5に示す。基準値(0.949Ω)と補助極配置による補正値の比較から，補助極配置が90°(0.823～0.897Ω)，180°(0.604～0.884Ω)，0°(2.392～3.783Ω)の順で差異が大きくなる。また，メッシュ接地と補助極が近いほど差異が見られた。補助極配置が90°と180°では，全体的に補正値が基準値を下回った。

② C極からの電位干渉の低減：補助極が0°配置において，P極とC極の離隔を広げることで，離隔10m(2.392～3.783Ω)，離隔20m(1.524～1.678Ω)，30m(1.006～1.303Ω)，50m(1.027～1.271Ω)と基準値(0.949Ω)との差異が減少した。また，C極が1本の時(2.392～3.783Ω)，2本連接(1.710～2.825Ω)，3本連接(1.462～2.480Ω)とC極の連接本数を増やすことで基準値(0.949Ω)との差異が改善された。

＜2・3＞考察

① 補助極配置による比較：(2)式の補正式は，メッシュ接地を板状電極に置換した計算式から導出されている。補正式に用いる係数は，補助極が90°配置の条件で解析から抵抗を求め，メッシュ接地の面積と抵抗の関係から，この特性に近似するように算出されている(4)。補助極をメッシュ接地の近傍に打設した測定では，補助極の配置により極同士の電位干渉が異なり抵抗値に影響を与える。よって，図5からわかるように，基準値との差異が90°配置が最も小さく，P極がC極からの電位干渉を受ける0°配置が最も差異が大きくなる。メッシュ接地と補助極が近いほど，補正値との差異が見られたが，これは，離隔が小さいほど離隔による補正値の変化が大きく，メッシュサイズにより基準値との差異が生じたと考える。また，90°配置と180°配置において，離隔が離れた範囲での基準値との差異は，計算式と解析との手法の違いによるものである。

② C極からの電位干渉の低減：C極とP極の離隔を10mから20m，50mと広げることで，C極がP極に与える電位干渉が低減し，基準値との差異が改善された。また，C極を連接することで，C極に流れる電流が減少し，C極周辺の電位も下がり，P極への電位干渉も軽減された。

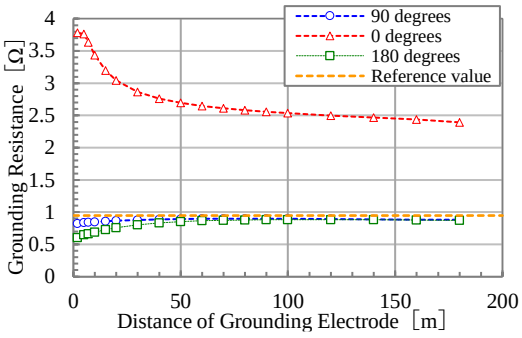


図5　補助極の配置による補正値の比較

Fig.5. Comparison of correction values depending on the placement of auxiliary poles

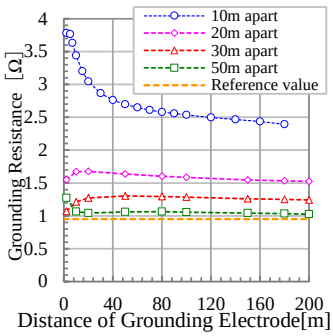


図6　補助極間の離隔

Fig.6. Distance between auxiliary poles

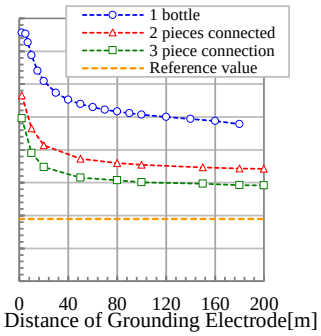


図7　C極の連接

Fig.7. C pole connection

3．まとめ

本報告では，高周波パルス方式の測定において，補助極を近傍に配置して測定する際の留意点を解析的に検討した。高周波パルス方式でメッシュ接地の抵抗値を測定する際には，発変電規程に記載済みの注意事項の他，更に下記の点を留意する必要がある。

- 補助極は 90°配置が望ましい。測定上困難な場合は 180°配置で測定する。
- 補助極の配置が90°配置，180°配置でもメッシュ接地と補助極との離隔が小さいと差異が生じる(50m 以上の離隔が必要)。
- 補助極が0°配置では，C極からP極への電位干渉を軽減させるため，補助極間の離隔を十分確保(50m以上)し，C極の電位上昇を抑える必要がある。

本報告では，メッシュサイズ 50m×50m で検討を行ったが，異なるメッシュサイズについても検討が必要である。

文　献

(1) 発変電専門部会：「発変電規程（電気技術規程発変電編 JEAC5001-2022）」，一般社団法人日本電気協会, (2022)
(2) 孫如凱・榊原宏行・関健一・安藤雅祥・藤原敦・荘田崇人・山本和男：「高周波パルス方式によるメッシュ接地極の接地抵抗（実証試験の検討）」，2025 年電気設備学会全国大会，1J-3，pp.552-555(2025)
(3) 安藤雅祥・榊原宏行・孫如凱・山本和男：「高周波パルス方式によるメッシュ接地の接地抵抗（接地極の電位干渉の解析的検討）」，2025 年電気設備学会全国大会，1J-4，pp.556-559(2025)
(4) 林謙治・山本和男：「高周波パルス方式接地抵抗測定における補助接地極配置の影響」，平成 29 年電気学会電力・エネルギー部門大会，44，pp.9-2-15-9-2-18(2017)

©2026 IEE Japan

電動式昇降用機器の送電線建設作業への適用

数藤　直彦*，藤井　健人(東北電力 NW 株式会社)，藤本　陽一（トーアス株式会社）

Adaption of Electric Ascender Equipment for Transmission Line Construction Work

Naohiko Sudo, Kento Fujii (Tohoku Electric Power Net Work Co.,INC), Yoichi Fujmoto(Toasu.Co.,Ltd.)

１．まえがき

日本の電力業界では，鉄塔のような高所でのメンテナンス作業や建設作業，復旧作業における安全性と労働力確保が課題となっている。本論文では，他業界で既に活用されている電動式昇降用機器について，鉄塔作業への適用を検討した。その結果，その導入により従来の人力による昇塔に比較して大幅な作業時間の短縮が可能であり鉄塔作業員の安全性向上と負担軽減に寄与することから，その適用検討を紹介するものである。本昇降用機器は従来の鉄塔昇降機とは異なり，昇降用レール等を鉄塔に設置する必要がなく，既設鉄塔へ適用しやすい点も特徴である。

２．使用機材の選定および鉄塔への設置検討

昇降用機器の鉄塔作業への適用可能性を検討するため，実際の作業環境において試験的に導入し，安全性，機器の消耗，作業効率に関するデータを収集した。まず，電動昇降機を使用する機材として，メインロープとライフラインロープ，及びそれらロープと結合するためのカラビナやスリングを選定した。選定基準としてロープの「破断強度」と「耐摩耗性（外皮の強さ）」が重要であり，装備の規格及び強度は，労働安全衛生規則第 539 条を満たすとともに，ロープアクセスに関する明確な基準がある EN 規格(EN1891,EN362,EN795,EN12841)(1)~(5)に適合した製品を採用した。

次に，電動昇降機を鉄塔に設置するためには，メインロープとライフラインロープの２種類を設置する必要がある。日本の多くの鉄塔はブライヒ構造であることから，昇降する際の作業員と鉄塔部材との接触を避けるために，ブライヒ構造のクロス材に Y 字形にロープを設置する方法を検討した。この設置方法により，昇降時に作業員と鉄塔部材との接触を防ぐことができる。また，Y 字設置の場合，昇降荷重は設置個所の 2 本の部材にかかるため，これらの部材に局所的な曲げ応力が加わった際に耐えられる部材(6)を選定した。

３．ロープ設置個所の選定

ロープ設置個所に加わる荷重は昇降する作業員の重量に加え，作業員が装備する工具，メインロープ・ライフラインロープおよび電動式昇降用機器の重量，そして万が一作業員が墜落した場合に加わる衝撃荷重を考慮しなくてはならない。この衝撃荷重の考え方は作業員の装備している衝撃吸収装置（以下，ショックアブソーバーという。）の衝撃荷重を基準とした。高所作業用のショックアブソーバーは ISO に準拠し，作動した際に最大でも 6 kN 以下の衝撃荷重となるように設計されており，安全率 2.0 を掛け 12 kN を衝撃荷重として見込む。したがって設置箇所に加わる荷重は機材の重量を含め合計 15 kN として見込むことが妥当であり，設置箇所はこの 15 kN 以上の荷重に耐えられる箇所を選定した。

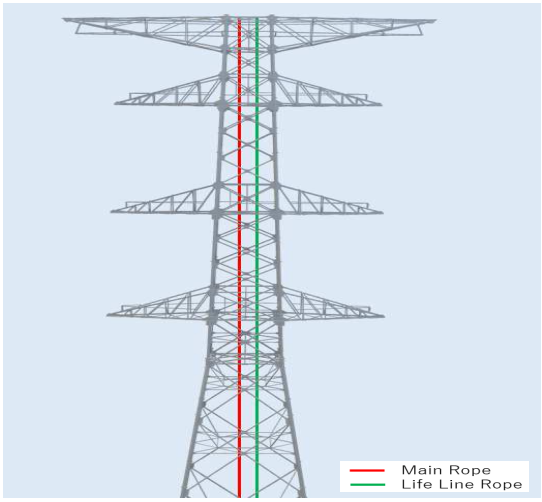


図１．ブライヒ構造の送電鉄塔に設置したメインロープとライフラインロープ

Figure 1 - Installing the main rope and the lifeline rope on a Bleich-lattice-structured transmission tower

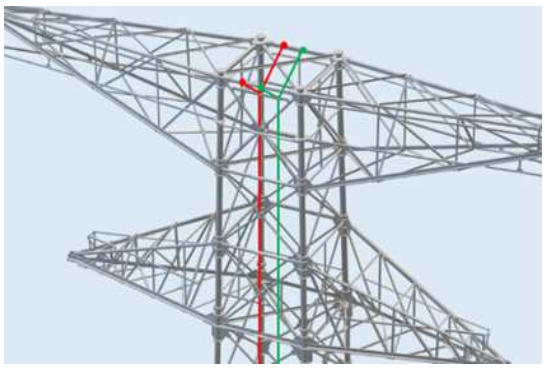


図２．送電鉄塔頂部の拡大図

Figure 2 - Close-up of the top of a transmission tower

©2026 IEE Japan

４．適用検討結果

検討の結果，当該電動式昇降用機器は多くの鉄塔に適用でき，約 100 m の高さの鉄塔において，人力での昇塔は 30 分程度かかるが，電動式昇降用機器を使用することで 3 分程度に短縮できた。つまり，作業時間の短縮が確認され，作業効率が大幅に向上するとともに，墜落のリスクが低減される効果が明らかとなった。

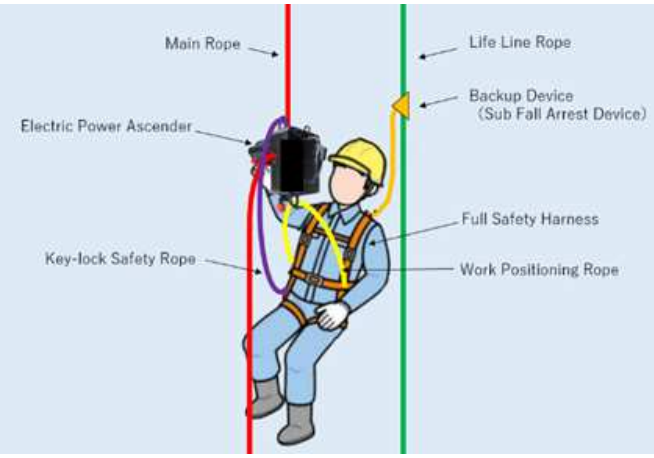


図３．電動式昇降機の概要
Figure 3 - The configuration of the electric ascender



図４．電動式昇降機の外観
Figure 4 - The appearance of the electric ascender

５．結論

電動式昇降機の鉄塔作業への適用は有用であり，従来の作業方法に比べて安全性と効率性を大幅に向上させることを示した。特に，鉄塔のメンテナンス作業や復旧作業の効率化において有益な解決策となり得ることが示唆される。今後は，より多様な作業環境での適用性を検証し，さらなる改善と普及を図ることとする。

文　献

(1) “IRATA International code of practice for industrial rope access” IRATA (Industrial Rope Access Trade Association) International, 2014
(2) EN1891 (Type A) “PPE (Personal Protective Equipment) against falls from a height, Low stretch kern mantel ropes” CEN (Committee European Normalization)
(3) EN362 (Class B) “CONNECTORS, Screw Gate” CEN
(4) EN795 “PPE against falls from a height, Anchor devices” CEN.
(5) EN12841 “PPE against falls from a height. Descender device for rope access system and rope adjustment devices.” CEN
(6) JIS G 3101 “Rolled steels for general structure” Japanese Standards Association, 2024

©2026 IEE Japan

送電鉄塔用プレキャスト基礎の開発

加藤 宗*，青木 和慶，藤嶋 佳祐，藤井 健人，関 貴紀，高橋 健太 (東北電力 NW 株式会社)
斎藤 裕，沼倉 清史，横山 広幸，小野山 大介 (東北ポール株式会社)
新野 佳史，竹森 敬介，佐野 雅樹（日本ヒューム株式会社）

Development of Precast Materials for Power Transmission Towers

Soh KATO, Yoshinori AOKI, Keisuke FUJISHIMA, Kento FUJII (Tohoku Electric Power Net Work Co.,INC)
Hiroshi SAITO, Seishi NUMAKURA, Hiroyuki YOKOYAMA, Daisuke ONOYAMA (Tohoku Pole Co., Ltd.)
Yoshifumi NIINO, Keisuke TAKEMORI, Masaki SANO (Nippon Hume Corp.)

１．まえがき

当社では再生可能エネルギーの導入拡大等のため大規模な送電線路の拡張工事を進めている。日本では鉄塔基礎は一般的にコンクリートを使用した逆 T 字型基礎であるが，その施工には鉄塔基礎作業員の高い技能が必要とされる。しかし，国内では鉄塔基礎作業員の高齢化が進んでおり，施工力の確保や技術継承が大きな課題となっている。また，山間地の鉄塔建設では，生コンクリートの運搬にヘリコプターが用いられることも多く多大な労力を要している。本論文では，プレキャスト（以下：PCa）材を鉄塔基礎柱体部に適用することで，鉄塔基礎施工の特有な技能が不要で，省労力かつ高い安全性を兼ね備えた鉄塔基礎構造・施工法を検討した。

２．プレキャスト化の背景

鉄塔基礎は従来から柱体が鉄塔中心方向に転びがある形状が広く採用されている。この転びがある基礎形状は鉄塔特有であり，経験と技能を有する鉄塔基礎作業員は減少傾向である。また，鉄塔基礎構築には，基礎材の据付，配筋後，現場型枠を用いてコンクリート打設を行っており，施工手順が多く，鉄塔基礎作業員は掘削穴の狭小なスペースで作業をするため現場での負担が非常に大きい。

このため，一般建築に携わる土木作業員でも鉄塔基礎の施工が可能なこと，掘削穴内部の作業量を減らすことで安全性の向上に繋げること，これらを目的に転びの無い PCa 材の基礎柱体部への適用を検討した。

３．プレキャスト基礎の構造

採用する PCa 材は，施工の容易性から転びのない構造とし，運搬重量を小さくするために中空構造とした。また，通常２～３ｍ程度となる柱体は，各 PCa 材の鉛直高を１ｍ程度に抑え分割することで運搬を容易にしている。この PCa 材をプレストレストコンクリート（以下：PC）構造体として使用し，現場で PC 用鋼棒を使用して連結させて柱体形状を構築することで所要強度を確保するよう設計した。

PC はコンクリート部材に PC 鋼棒などであらかじめ圧縮力を与えた状態を作りだすことで，引張力に抵抗する応力を初めから部材に持たせる構造のことである。

本研究においては構造の強化を目的としたものではないものの，PCa 材同士を確実に結合するためにプレストレスを与えるこの構造は，分割が必要なこの構造に適している。

４．強度試験用の供試体の構造と強度設計

供試体は直径 800mm のヒューム管構造（図１）とし，これを２段重ねてプレストレス力を与えて緊張結合した。これは逆Ｔ字基礎の柱体を模した構造としている。

強度設計は鉄塔上部材から伝わる水平荷重の最大時に発生する曲げモーメントで破壊しない必要がある。この水平荷重は 66kV 送電鉄塔における一般的な荷重を想定し，軸方向力（圧縮力または引揚力）による応力度，水平力による曲げ応力度，PCa 柱体の自重による圧縮応力度，そして有効プレストレス力を足し合わせた合成応力度がコンクリートの圧縮許容応力度または引張許容応力度を超過しないよう設計した。

５．試験方法

図２のように供試体を試験器架台に固定し，PCa 上部材の上部左端に水平加力装置で水平力を与える。これにより片持ち梁と同様に底面を中心に時計回りの曲げモーメントが加わり，実際の送電鉄塔基礎に水平力が伝わるのと同様の状態を発生させる。この試験から設計応力の最大水平荷重 47.25kN に耐えられるか，また，それを上回る荷重が加わった際の柱体部の損傷や PCa 部材の分離など，破壊様相を観察して想定したメカニズムで PCa 材に応力が伝わっている

©2026 IEE Japan

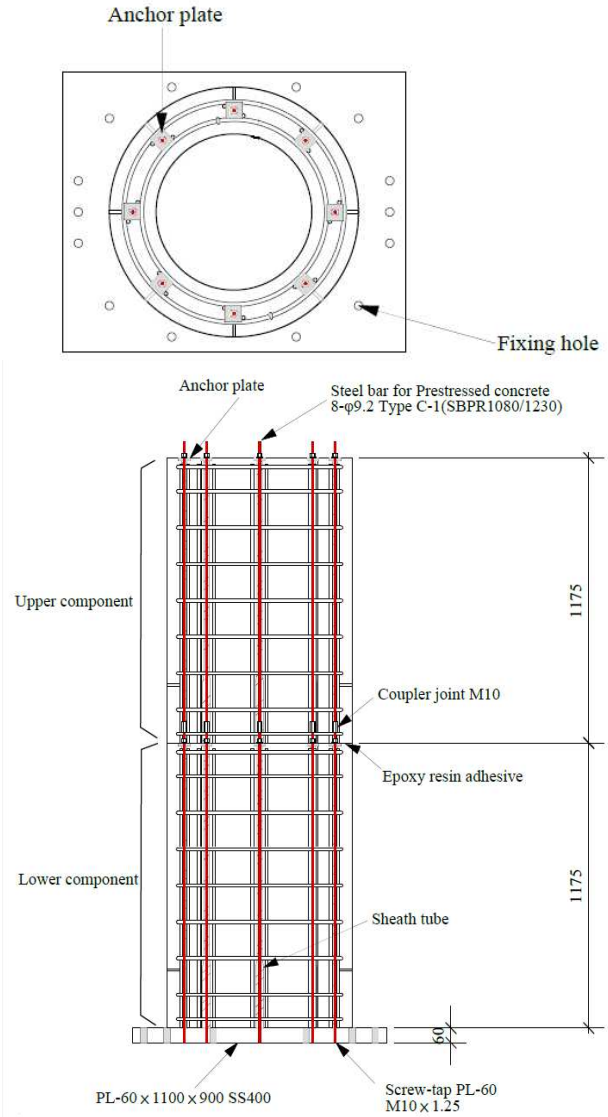


図1　強度試験用 PCa 柱体

Fig.1 PCa column structure

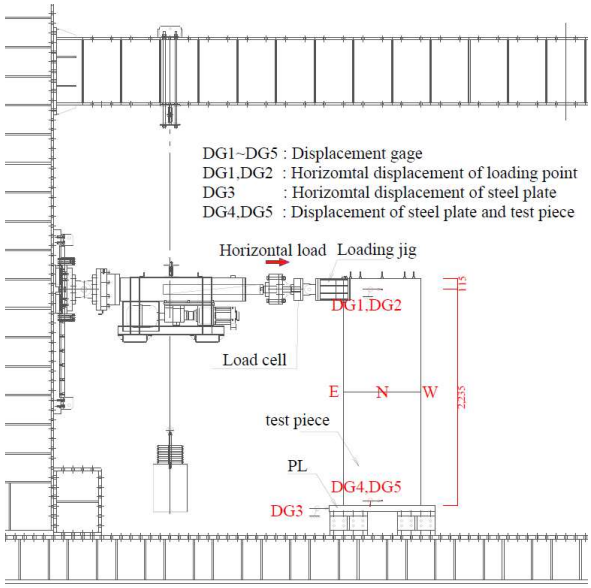


図2　強度試験の概要

Fig.2 Horizontal bending test diagram

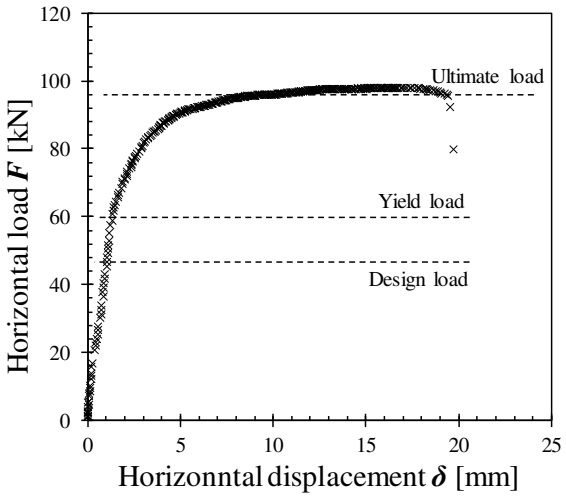


図3　水平荷重-水平変位　曲線

Fig.3 Horizontal Load-Displacement curve

か検証する。

６．試験結果

体の水平荷重 F—水平変位 σ の曲線を図３に示す。荷重が約 60kN を超えるまでは，ほぼ線形的な変位を示し，それを超えると変位量の傾きが大きくなり 95kN 付近から横ばいの変位を示した。その後，98.035kN を最大値とした後に荷重が減少し，95.629kN 付近で荷重が大きく減少したことから終局したと判断できる。また，終局とみられるタイミングでは PC 鋼棒の破断音が確認できた。

７．考察とまとめ

図３に供試体の水平荷重—水平変位の曲線を示す。荷重が始まってから約 60kN 付近までは線形のグラフを示したことから，この荷重が降伏荷重であると考えられる。設計上の水平力荷重は 47.25kN であることから，実用上の強度を満たしていると考えられる。また，荷重が抜けた 95kN 付近が終局荷重と判断でき，この時に破壊個所は鋼板と下部材の境界部の PC 鋼棒であるためプレストレスを上回ったことで，PC 鋼棒に引張応力が発生したためと考察できる。

これらの結果から設計上耐えるべき水平荷重を与えても供試体に変形は見られず，十分な強度を有していることが確認できた。今後の研究では，275kV 級の送電鉄塔をモデルにした施工試験を実施し，課題の検証を行う予定である。

©2026 IEE Japan

鉄塔頂部を模擬した中空鋼管の開口欠損と座屈特性に関する一考察

松尾　圭佑*，安河内　裕磨，井本　祐子，尾崎　利行（九州電技開発株式会社）

A Study on the Defects and Buckling Characteristics of Steel Tubes Simulating the Top of Steel Towers

Keisuke Matsuo, Yuma Yasukochi, Yuko Imoto, Toshiyuki Ozaki (Kyushu Electric Engineering Consultants, Inc.)

１．まえがき

架空送電線鉄塔の設計は、様々な荷重状態で考慮する各荷重に対し、それらを適切に組合せ部材応力の最大値に見合った部材を設置している。しかし、主柱材応力は剛結合された連続体であるため、曲げモーメントやかさね継ぎ手の偏心曲げの影響を受けるとされている（1)。特に主柱材に損傷があった場合、部材位置における応力は低下するが、その低下率は周囲の拘束の影響を強く受けると考えられる。本稿では、フランジおよび腹材による拘束を考慮した鋼管鉄塔主柱材の有限要素（FE）モデルを用い、主柱材開口部の位置・直径・減肉厚をパラメータとした座屈解析を実施し、座屈荷重の変化を整理した。さらに、開口部の存在する条件を対象に、単独開口時の結果を用いた簡易的な座屈荷重予測を行った結果を報告するものである。

２．解析モデルおよび解析条件

<2・1> モデル概要

鋼管鉄塔モデルは、塔頂部の小口径鋼管を仮定し、文献(2)より STK400 鋼管 $\phi 101.6\times 3.2$ で FE モデルを構築した。欠損想定箇所は主柱材の上部・中間部・下部の 3 箇所に設置し板厚 3.2mm に対し、厚さ方向を 4 分割（0.8mm/要素）したメッシュを設定した。また、本モデルは、フランジから腹材が接続されており、主柱材が構造的に拘束された状態を模擬している。

<2・2> 境界条件および座屈荷重の定義

鋼管下端は全方向に対して固定とし、プレート位置（補剛材位置）では横方向（Y 方向）変位を拘束した。上端中心点に下向きの強制変位を与え、圧縮載荷とした。

また、座屈荷重は、開口および板厚の減肉状況を評価するため、解析系全体の評価を行うこととし、荷重-変位曲線における塔頂の最大荷重(反力)点（上端中心点の Y 方向反力）で定義した。以降、座屈荷重比 R を、健全時（開口なし）の座屈荷重 P_0 に対する解析値 P の比として評価する。

$$R = P/P_0 \tag{1}$$

<2・3> 解析パラメータ

開口部直径は ϕ25mm, 33mm, 42mm, 50mm の 4 段階とし、減肉厚は 0mm（欠損なし）, 0.8mm, 1.6mm, 2.4mm, 3.2mm

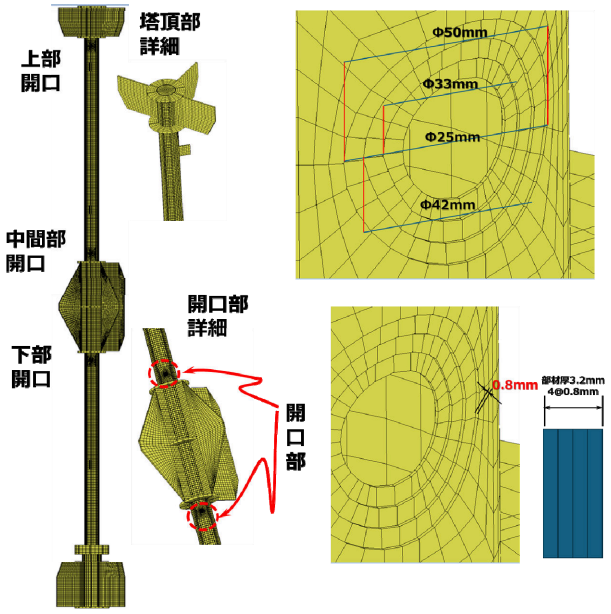


図 1　解析モデルと開口位置
Fig. 1. FE model and opening locations (upper/middle/lower).

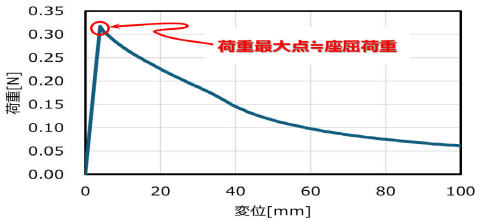


図 2 座屈荷重の評価方法
Fig. 2. Definition of buckling load.

（貫通）の 5 段階で変化させ、単独開口および複数開口（上部・中間部・下部）のケースについてパラメトリック解析を実施した。

３．解析結果および考察

＜3・1＞開口位置による影響

図 3 に開口位置（上部・中間部・下部）別の座屈荷重比を比較した結果を示す。ϕ 50㎜ 開口時の座屈荷重比(図 3 の

©2026 IEE Japan

■)は上部 0.92，中部 0.80，下部 0.83 となり、同一の欠損条件であっても中間開口位置での耐力低下が最も顕著であった。これは、腹材等の拘束条件により、中間開口位置が座屈モードの応力・変形集中域に合致するためと考えられる。一方、上穴における耐力低下は比較的小さかった。

＜3・2＞開口径と減肉厚の影響（単独開口）

耐力低下の影響が最も大きい中間開口について、開口径と減肉厚の影響を整理した結果を図 4 に示す。$\phi 25mm$ では座屈荷重比 0.98～1.00 に対し、$\phi 50mm$ では 0.80～0.93 まで低下した。減肉厚の増加に伴い座屈荷重は低下する傾向にあるが、全体として座屈荷重は減肉の深さ（板厚減少）よりも、開口径（欠損範囲）の広がりに強く支配されることが定量的に示された。また、下部開口においても同様の傾向が確認された。

＜3・3＞複数開口（同時欠損）時の影響

ここでは、中間部と下部において同時に開口が存在する場合の座屈荷重 P_{comb} を解析した。その結果、同時開口時の座屈荷重は、各開口部を単独で評価した際の座屈荷重の小さい側（支配的な欠損）の値に近似することが確認された。これは、座屈現象が耐力の低い開口部近傍で局所的に発生し、他方の開口部の影響が相互干渉しにくいことを示唆している。1 例として図 5 に下部開口時における中間部同時開口の開口径による座屈荷重の推移と変形図を示す。

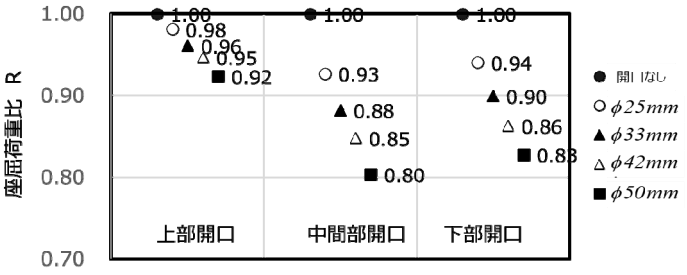


図 3 開口位置別の座屈荷重比
Fig. 3. *Buckling load ratios by different location.*

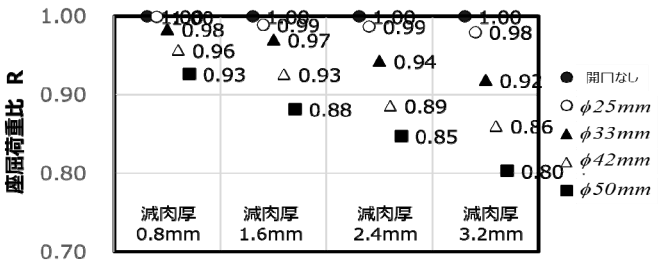


図 4 中間部における開口径・減肉厚と座屈荷重比
Fig.4. Relationship between opening diameter/thickness loss and buckling load ratio.

文　献

(1)電機学会電気規格調査会標準規格，送電用鉄塔設計標準 JEC-5101:2022B (2022)

(2)日本鉄塔協会，送電用鋼管鉄塔製作基準, (平成 27 年 4 月)

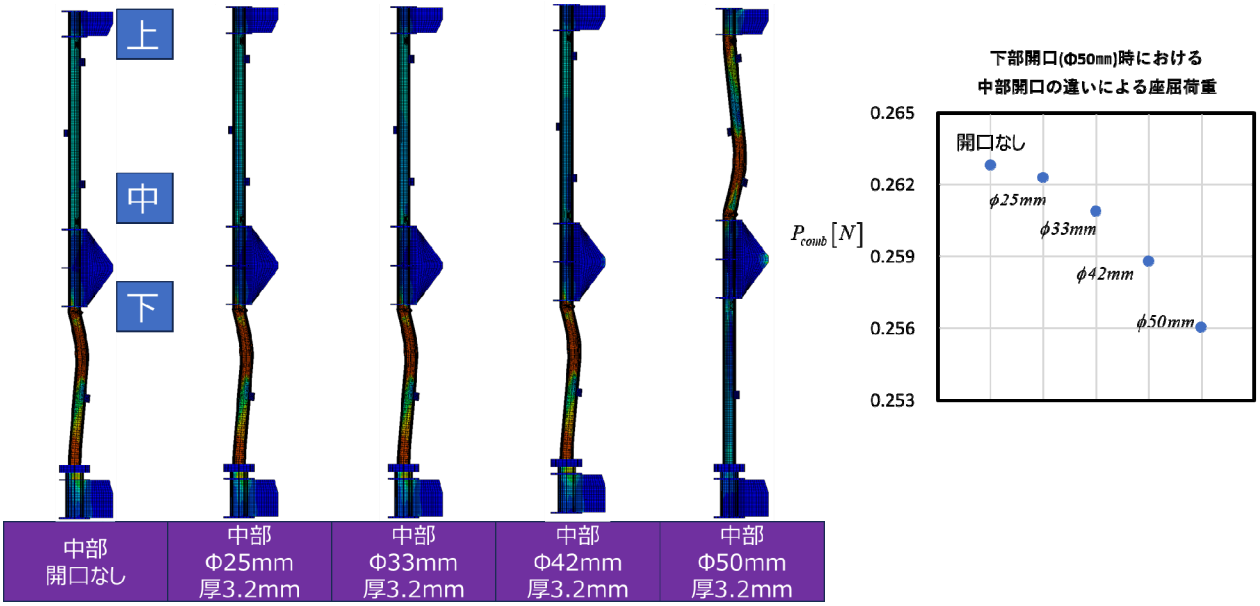


図 5 下部開口時における中部同時開口の開口径による座屈荷重
Fig. 5. Buckling load at lower opening when middle section opens simultaneously, as a function of opening diameter.

©2026 IEE Japan

汎用構造解析プログラムによる 送電用鉄塔-架渉線連成系の風動的応答解析

山崎　智之*（東電設計株式会社）

Dynamic Response Analysis of Transmission Towers-Cables Coupled System under Wind Loads Using General Purpose Structural Analysis Program

Motoyuki YAMAZAKI (Tokyo Electric Power Services Co., Ltd.)

１．まえがき

自然界から受ける送電用鉄塔の荷重は，元来動的な荷重であるが，電技[1]やJEC[2]による鉄塔設計においては，実務上の適用性に配慮して静的平均荷重に対して所定の安全率の確保や，動的な荷重を等価静的荷重として扱うことにより，部材耐力の設計がなされている。

一方，大型鉄塔や重要度の高い鉄塔，特殊構造を有する鉄塔や既設の耐力照査においては，しばしば動的応答解析が用いられている[3]。

強風時の動的応答解析では，外力は空間的，時間的に変動する風力となり，個々の荷重点において個別に荷重算定する必要があることに加え，荷重点の変位や速度が風力算定に必要であることが特徴である。このため，時々刻々の変動荷重による構造解析のために，TC-DYNA[4]やTC-DAS[5]といった，鉄塔（架渉線含む）専用のプログラムが開発され利用されている。

汎用構造解析プログラムであるADINA[6]は，鉄塔-架渉線連成系の地震動的応答解析等の豊富な実績があり，ソリッド要素による FEM 解析でも鉄塔関係分野ではしばしば利用され，その信頼性は確認されているといえよう。ADINAの特徴としては，高速で信頼性のある有限要素法非線形解析ソルバーであることに加え，付属するGUIによるプリポスト処理が充実しており，特に変形結果の表示，アニメーション表示，コンタ図，ベクトル図等の表示に長けていることである。

ADINAの標準的な利用方法では，荷重点における質点の変位や速度の情報を用いて風荷重算定をすることはできないが，ADINAのユーザサブルーチン機能を用いて，質点の変位や速度を取り込んで時刻歴荷重を算定する処理を組み込むことで強風時の動的応答解析を実行することが可能である。ADINA による風動的応答解析の活用の観点からは，地震動的応答解析モデルの流用やポスト処理の効率化など活用の幅が広がるものと考えられる。

本論では，汎用構造解析プログラムADINAとそのユーザサブルーチン機能を用いた鉄塔-架渉線連成系の強風時動的応答解析事例について報告する。

２．風による動的応答解析の方法

強風時の鉄塔-架渉線連成系の動的応答解析に関わる研究は，変位法に基づくスペクトルモーダル法を用いた山岸ら[7]の研究，混合法を用いた小園ら[8]の研究，変位法に基づく時刻歴応答解析による安井ら[5]，泉ら[10]の研究が挙げられ，動的応答解析手法については，すでに確立されているといえる。多質点多自由度系の基礎運動方程式としてマトリクスを用いて示せば，式(1)のとおりである。式(1)は，重力作用下における方程式(2)と風荷重作用下における方程式(3)で示される。

$$[M]\{\ddot{X}\}+[C]\{\dot{X}\}+[K]\{X\}=\{F\} \quad (1)$$

$$[M]\{\ddot{X}\}+[C]\{\dot{X}\}+[K]\{X\}=-[M]\{1_z\}g \quad (2)$$

$$[M]\{\ddot{X}\}+[C]\{\dot{X}\}+[K]\{X\}=\left\{0.5\rho C_D A\left(U+u-\dot{X}\right)^2\right\} \quad (3)$$

ここに，$[M]$：質量マトリクス，$[C]$：減衰マトリクス，$[K]$：剛性マトリクス，$\{X\}$：質点の変位ベクトル（˙は時間に関する1階微分，¨は2階微分を示す），$\{F\}$：外力ベクトル，$\{1_z\}$：z方向変位に関する自由度のみ1（それ以外は0）のベクトル，g：重力加速度，ρ：空気密度，C_D：風力係数（抗力係数），A：受風面積，U：平均風速，u：変動風速。

ADINAによる解析では，式(2)により自重による静的釣り合い解析の後，式(3)により時刻歴応答解析を行う。時刻歴解析の時間ステップの都度，節点の変位，速度を取り込み，ユーザサブルーチンにより，式(3)右辺の節点荷重を算定し動的解析を行う。風応答解析の概略手順を示せばFig.1のとおりである。

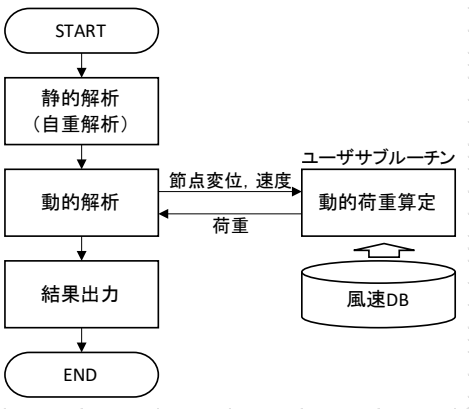


Fig.1 Dynamic response analysis procedure

©2026 IEE Japan

３．風応答解析事例

〈3・1〉解析モデルと解析条件

解析対象は，66kV，2cct の 3 基の山形鋼鉄塔（最下節主柱材 L130×9，重量 11.4ton）と前後径間を含む 3 基 4 径間の鉄塔-架渉線連成系モデルとした。架線状態は各鉄塔で高低差の無い，水平角度 0 度，径間長 300m 一定とした。解析モデルを Fig.2 に示す。

鉄塔の構造モデルは，節点間 1 要素の梁要素とし，主柱材端部は剛接合，腹材等は端部のボルト接合部はピン接合とした。架渉線の構造モデルは，1 径間あたり 30 分割のトラス要素とし，がいし装置は 1 連あたり 3 分割のトラス要素とした。鋼材の弾性係数は E=206,000N/mm^2，ポアソン比は 0.3 とした。地線は AC70mm^2 とし，弾性係数は 149,100 N/mm^2，無風時水平張力は 9,060N。電線は ACSR/AC240mm^2 とし，弾性係数は 89,100 N/mm^2，無風時水平張力は 18,930N である。境界条件は，鉄塔 3 基の全ての脚部を完全固定，架渉線の始終点を並進 3 自由度拘束とした。

風荷重の風速条件は，基本風速 U_0 は 30m/s と 20m/s の 2 種類，地表面粗度IIとIIIの 2 種類とし，同一モデルで 4 ケースの解析を実施した。風向は 90 度風向（y 軸方向）とした。

平均風速の z 軸方向鉛直プロファイル U_z(m/s)は，JEC に基づき算定した。べき指数 α は粗度IIのとき 0.15，粗度IIIのとき 0.20 とし，上空風高さ z_G は粗度IIのとき 350m，粗度IIIの時 450m とした。乱れ強さは JEC に基づき設定した。変動風速を算定する際の，変動風速のパワースペクトル密度は，文献 4)に基づき Karman 型とした。変動風速は，鉄塔の質点と架渉線の全節点を対象に規模効果を考慮して変動風速を算定した。変動風速の計算には岩谷の方法 [10]を用い，変動風速を算定する時間間隔は 0.05 秒間隔とし，解析安定化時間 60 秒を含め，660 秒の時刻歴変動風速を算定した。

〈3・2〉風応答解析

構造解析に際して，運動方程式の直接積分法として，Newmark-β 法（β=0.28）を用い，材料線形，幾何学的非線形を考慮した大変形解析により実行した。

Fig.3 は，鉄塔№2 の最下節 a 脚主柱材の圧縮軸力のパワースペクトル密度を示したものである。1 次固有周波数 1.9Hz 付近に軸力のピークが発生していることが確認できる。Table 1 は，各解析ケースにおける鉄塔№2 の最下節 a 脚主柱材の圧縮軸力の統計値を整理したものである。地表面粗度が大きいほど乱れの影響が大きく，変動係数（標準偏差／平均値）は大きくなっているものといえる。

４．まとめ

汎用構造解析プログラム ADINA のユーザサブルーチン機能を用いて，時刻歴荷重を算定する処理を組み込むことで，鉄塔-架渉線連成系の強風時動的応答解析を実行することが可能であることを解析事例とともに示した。

文献

1) 経済産業省商務流通保安グループ，解説電気設備の技術基準，第 17 版，2017.2
2) 社)電気学会 電気規格調査会，送電用鉄塔設計標準 JEC-5101-2022，2023.12
3) 一社)電気協同研究会，送電用鉄塔耐震設計技術とその課題，電気協同研究，第 73 巻，第 3 号，2018.3
4) 一財)電力中央研究所，送電用鉄塔の耐風設計実用化に関する研究，N05401，2006.2
5) 安井八紀，丸川比佐夫，大熊武司，送電用鉄塔の風応答解析，日本風工学会誌，第 76 号，1998
6) Bentley Systems, Inc., ADINA Theory and Modeling Guide, Volume I: ADINA Solids & Structures, 2024.1
7) 山岸啓利，前川一夫，山下正弘，高橋勝明，UHV 送電用鉄塔の動的耐風性に関する一考察（その 2），風工学シンポジウム論文集，Vol.7，1982
8) 小園茂平，前田潤滋，牧野稔，多スパン鉄塔-送電線系の動的応答特性に関する研究，日本建築学会構造系論文報告集，第 353 号，1985
9) 泉善弘，鈴木慎一，変動風速のシミュレーション結果を用いた鉄塔-架渉線連成系の時刻歴応答解析に関する研究，デンロ技報，№32，2001
10) 岩谷祥美，任意のパワースペクトルとクロススペクトルをもつ多次元の風速変動のシミュレーション，日本風工学会誌，Vol.11，1982

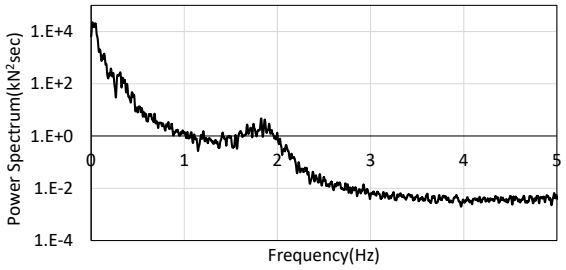


Fig.3 Power spectral density of compressive axial force of the main post at the lowest panel
(Basic wind speed: 30 m/s, Roughness category: II)

Table 1 Axial force of the main post at the lowest panel

Basic wind speed (m/s)	Roughness category	Compressive axial force of the main post(kN)		
		Average	Standard deviation	Maximum
30	Ⅱ	203.51	41.51	328.66
	Ⅲ	157.08	40.87	291.02
20	Ⅱ	107.59	15.88	156.29
	Ⅲ	86.83	14.45	136.97

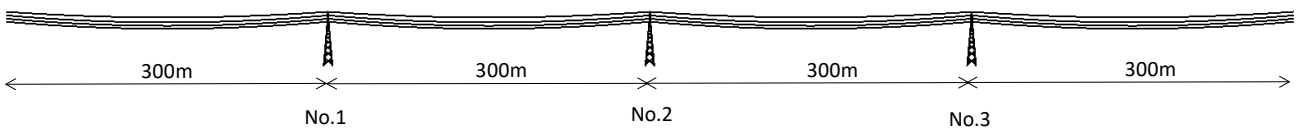


Fig.2 Analysis model (Towers-cables coupled system, 3 towers and 4 spans)

©2026 IEE Japan

低い塗装品質を模擬した試験片の屋外暴露試験結果

吉野　恵一*，菊地　玄馬，金井　雄大，龍岡　照久（東京電力ホールディングス）
伊地知　弘光，川村　友明，土田　陽一，白石　智規（東京電力パワーグリッド）

Outdoor exposure test results of specimens with simulated low-quality coating

Keiichi.Yoshino, Gemba.Kikuchi, Takehiro.Kanai, Teruhisa.Tatsuoka (Tokyo Electric Power Company Holdings,Inc.)
Hiromitsu.Ijichi, Tomoaki.Kawamura, Youichi.Tsuchida, Tomonori.Shiraishi (TEPCO Power Grid,Incorporated)

１．まえがき

送電用鉄塔は溶融亜鉛めっき処理された鋼材が用いられており，建設後，大気環境で亜鉛めっきが減耗し鋼材が腐食する前に，防錆塗装を行うことで健全性を維持している。防錆塗装を行う前に，部材表面の腐食生成物等を除去する素地調整が行われるが，不十分な素地調整によって，早期に塗膜下腐食が発生する事象が一部の鉄塔で確認されている。本研究では，低い塗装品質（不十分な素地調整かつ塗膜厚さが薄い）を模擬した塗装試験片を作製し，約 3 年間の屋外暴露試験を行った結果を報告する。

２．低い塗装品質を模擬した塗装試験片の作製

＜2・1＞塗装試験片

評価塗装は，既報[1),(2)]にて，期待寿命を屋外暴露に相当する紫外線量 40 年相当と推定し，長期性能を有すると思われる塗装 A と，期待寿命を屋外暴露に相当する紫外線量 20～30 年相当と推定した塗装 B の２種類とした。塗装 A と塗装 B は当社の送電鉄塔で標準的に使用されている防錆塗料であり，表 1 にその仕様を示す。

表 1　塗装試験片の仕様

Table 1.　Specification of evaluated paint system

	塗装A		塗装B
	2回塗り		1回塗り
	上塗	下塗	
塗料の種類	ふっ素樹脂系塗料	エポキシ樹脂系塗料	エポキシ樹脂系塗料
標準膜厚[μm]	40	60	200
1/4膜厚[μm]	10	15	50

＜2・2＞塗装試験片の素地条件

SS400 鋼板を P600 の SiC 研磨紙で研磨し脱脂処理してから人工海塩 NaCl 相当 0.1 [g/m^2] をスプレー噴霧にて付着させた後，当社経営技術戦略研究所屋上（横浜市鶴見区江ケ崎町）で 1 週間程度，屋外暴露により発錆させた。この SS400 鋼板を当社の現場で使用されている市販のステンレス製ワイヤーブラシを用いて，手作業にて素地調整を 60 秒間，行ってから規定膜厚の 1/4 で塗装した試験片（発錆後 3 種ケレン処理済塗装試験片）と，素地調整をしないまま規定膜厚の 1/4 で塗装した試験片（発錆後ケレン未処理塗装試験片）を作製した。

３．屋外暴露試験条件

海岸から 1km 以内に位置し，当社の亜鉛腐食速度マップ[3)]における亜鉛腐食速度の推定値が 3.0 [μm/年] であり，厳しい腐食環境に位置する 500kV の FTK 線（千葉県富津市）の高さ 100m 付近の主柱材に塗装試験片を設置した。塗装試験片の設置角度は 90°（垂直配置）とし，設置向きは，おおよそ南向きとした。2021 年 10 月 14 日～2024 年 10 月 21 日の約 3 年間，屋外暴露試験を行った。

４．試験結果

＜4・1＞塗装試験片の表面外観観察結果

図 1 に屋外暴露試験後の塗装試験片の表面外観観察結果を示す。塗装 A の方が塗装 B よりも外観上の塗膜の発錆は多い傾向であった。

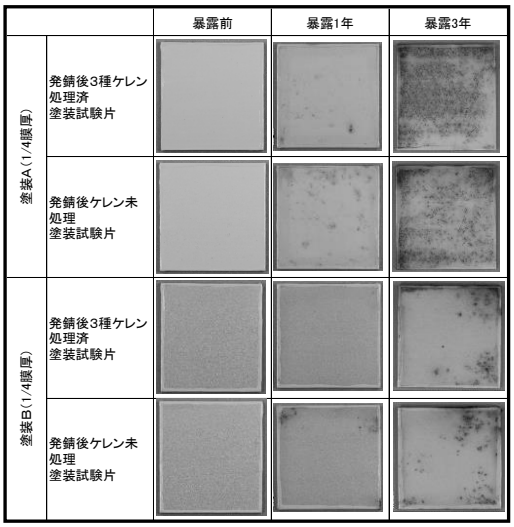


図 1　塗装試験片の表面外観観察結果

Fig.1.　Appearance observation results of coating specimens

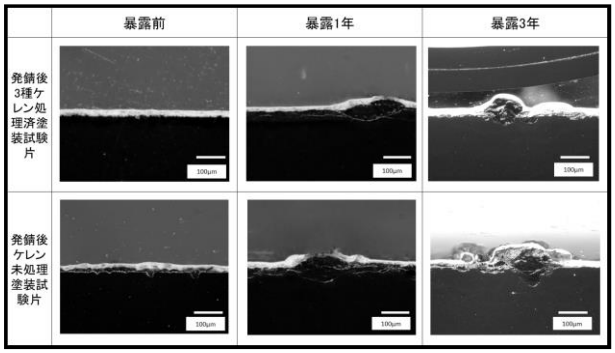
©2026 IEE Japan

＜4・2＞塗装試験片の断面観察結果

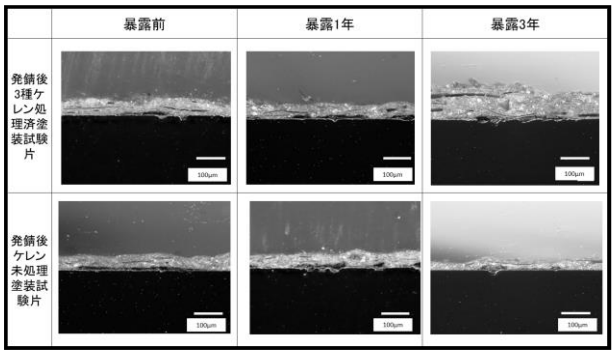
図 2 に塗装試験片の断面観察結果を示す。暴露前において，発錆後ケレン未処理塗装試験片は腐食生成物を残したまま塗装をしているが，発錆後 3 種ケレン処理済塗装試験片も，腐食生成物は完全には除去されておらず，腐食生成物を残したまま塗装されている。

暴露 3 年において，塗装 A は，鋼材の深さ方向に腐食が進行するとともに，膨張した腐食生成物は，塗膜を押し上げている。一方，塗装 B は，鋼材の深さ方向に腐食が進行する様子は見られず，顕著に腐食生成物が増加している傾向も見られなかった。

上塗として耐候性に優れたふっ素樹脂系塗料を含む２回塗りで，長期性能を有すると思われる塗装 A は，塗装品質が低い場合，耐候性に劣るエポキシ樹脂系塗料[3]の１回塗りの塗装 B よりも早期に塗装が劣化する可能性があることが分かった。



（a）塗装 A（1/4 膜厚，25 μ m）



（b）塗装 B（1/4 膜厚，50 μ m）

図 2　塗装試験片の断面観察結果

Fig.2.　Cross-sectional observation results of coating specimens

＜4・3＞塗膜下の鋼材の深さ方向の腐食速度

塗装試験片の断面をマイクロスコープにて観察した。暴露前の塗装試験片の塗膜下腐食の膨れ個数は，素地調整条件によらず１断面あたり 60～110 [個] 程度であった。１断面（長さ 64mm）に含まれる塗膜下腐食の膨れの深さを１個ごとに計測し，最大値を求めた。図 3 に暴露前の塗膜下腐食の最大深さを 100 [%]としたとき，暴露試験後の最大深さの増加率を示す。

塗装 A の塗膜下腐食の最大深さは，暴露期間により増加する傾向が見られ，深さ方向の腐食速度は 0.01～0.02 [mm/年] 程度であった。この数値は，亜鉛腐食速度マップ[4]による暴露地点の大気環境における炭素鋼の腐食速度推定値 0.06　[mm/年] 程度に対して，おおよそ 1/6～1/3 の値であるが，素地調整品質や塗膜厚さによって変わると思われる[5]。一方，塗装 B の塗膜下腐食の最大深さに増加の傾向は見られなかった。

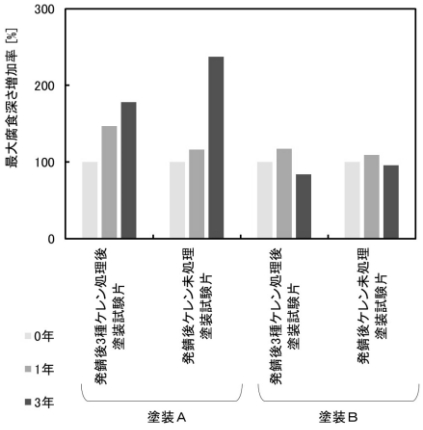


図 3　塗膜下腐食の最大腐食深さの増加率

Fig.3. Increase in maximum corrosion depth under the paintting

５．まとめ

上塗として耐候性に優れたふっ素樹脂系塗料を含む２回塗りで，長期性能を有すると思われる塗料 A と，耐候性に劣るエポキシ樹脂系塗料の１回塗りの塗料 B を用いて，低い塗装品質（不十分な素地調整かつ塗膜厚さが薄い）を模擬した塗装試験片を作製し，厳しい腐食環境に位置する 500kV の FTK 線の鉄塔上部にて屋外暴露試験を行った結果，以下のことが分かった。

（１）塗装 A は，低い塗装品質の場合，塗装 B よりも早期に塗装が劣化する可能性があることが分かった。

（２）塗装 A の塗膜下腐食の深さ方向の腐食速度は，１断面に含まれる膨れ部分の最大の腐食深さで評価すると，0.01～0.02 [mm/年] 程度であった。この数値は，素地調整品質や塗膜厚さにより変わると思われる。

文　献

(1)　吉野他，令和 2 年電気学会全国大会，7-081（2021）
(2)　吉野他，令和 3 年電気学会全国大会，7-080（2022）
(3)　清水他，塗膜の耐久性に関する調査・考察，DNT コーティング技報 No.18　解説-4（2018）
(4)　龍岡他，大気環境の腐食性評価と広範な腐食速度マップの作成，材料と環境討論会，Vol.60，pp.195-198 (2013)
(5)　龍岡他，ACM センサによる送電鉄塔塗装の塗膜下腐食評価，D-115 (2025)

©2026 IEE Japan

超音波計測信号のウェーブレット解析に基づく送電用鉄塔の劣化兆候検出

鎌田 憲嗣(東京電機大学)*，湯地 敏史，増岡 直路，房野 俊夫(宮崎大学)

Detection of Degradation Signs in Transmission Towers Based on Wavelet Analysis of Ultrasonic Measurement Signals

Noritsugu Kamata（Tokyo Denki University)*, Toshifumi Yuji, Naomichi Masuoka and Toshio Bouno（University of Miyazaki）

１．はじめに

国内には約 25 万基の送電用鉄塔が存在し，多くが山間部や沿岸部など厳しい自然環境下に設置されている。経年 50 年以上の鉄塔も多く，腐食や部材変形，ボルト劣化などの老朽化が顕在化している(1)。金属疲労や微細な亀裂の進展に伴い発生する音響放射や衝撃波の減衰・反射特性を利用した非破壊評価などの手法が注目されている(1)。

これまで著者らは，高圧鉄塔の金属劣化箇所から発生する超音波を捉えることを目的とした超音波(AE)センサを用いた劣化兆候の検討を行ってきた(2)。

本研究は，送電鉄塔を模擬した炭素鋼パイプに人工劣化を付与し，鉄球衝突により発生した超音波の伝搬挙動を AE センサで計測した。得られた信号に連続ウェーブレット変換を適用し，周波数特性の局所的変化を解析した結果，劣化箇所からの異常兆候の識別が可能であることを示した。

２．実験装置及び方法

実験は，送電鉄塔部材を模擬した鉄製パイプ 2 本（各長さ 1.0 m）をフランジ接続した構造である。上部は閉止型フランジにより密閉し，構造的不連続部として異常兆候箇所を再現した。AE センサ(NF Electric Instrument 社製 AE-900S-WB)を 3 点に配置し，直径 45 mm の鉄球を振り子機構により天頂部(点 A)へ 60 度の位置から衝突させ，AE 波を励起した。取得信号はプリアンプで増幅後，デジタルオシロスコープを介して収録した。文献（2）を参照。取得した信号は,Mexican Hat Wavelet を用いた連続ウェーブレット変換により時間-周波数解析を行った。

３．実験結果及び考察

図 1 は，AE センサ（Ch-02）で計測した AE 信号及びそれらに対して Mexican Hat Wavelet を用いて実施した連続ウェーブレット変換による時間- 周波数解析結果を示す。Ch-02 は，鉄球衝突点直下に配置されており，AE 波が最短経路で伝播する測定点である。計測波形には衝突直後の約 0.5s 間の波形変化が見られる。本信号は，他センサで観測される波形との比較における基準データとして有効である。

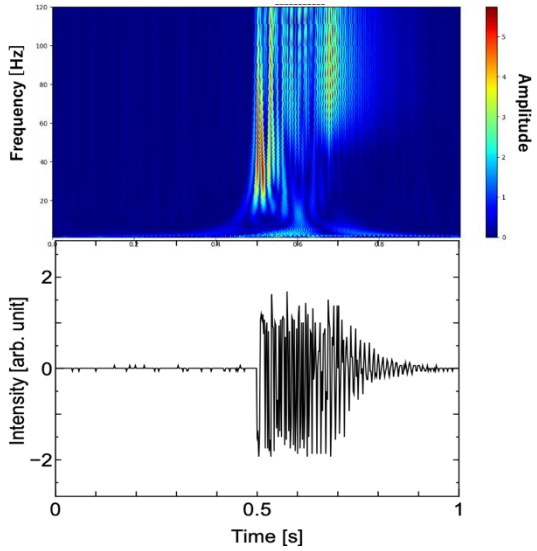


図 1 AE センサ信号波形とウェーブレット変換解析結果

Figure1. Results of wavelet transforms and AE sensor signal waveforms

４．むすび

本研究では，送電用鉄塔の異常劣化を模擬した鉄製パイプモデルを用い，AE センサによる劣化兆候の有効性を検証した。AE 信号の伝搬挙動を Mexican Hat Wavelet を用いた連続ウェーブレット変換により解析した結果，センサ配置や構造継手の有無に起因する時間-周波数特性の差異を明瞭に捉えることができ，劣化箇所の特定及び伝搬損失の可視化が可能であることを確認した。

今後は，実送電鉄塔での実証実験を通じ，本手法の実用性向上を図る。

文　献

(1) 電気学会：「JEC-TR-00007-2015 送電用鉄塔設計標準（JEC-127-1979 改正案）」(2015)

(2)湯地・他：「超音波センサを用いた送電鉄塔における非破壊検査手法の提案」，電気設備学会誌, No.46(1)(2026)

©2026 IEE Japan

高出力中波送信所近傍の送電線における中波誘導電流のモーメント法解析と実測

加藤 宏昭*，久保田 豊，森 干城（九州電技開発株式会社），笹森 崇行（北海学園大学），
久保 正樹，生野 祐介，西 泰樹，内 淳一，宇野 秀俊，川原 大知（九州電力送配電株式会社）

Hiroaki Kato, Yutaka Kubota, Tateki Mori (Kyushu Dengi Kaihatsu Co., Ltd.),
Takayuki Sasamori (Hokkai-Gakuen University),
Masaki Kubo, Yusuke Ikuno, Taiki Nishi, Junichi Uchi, Hidetoshi Uno,
Daichi Kawahara (Kyushu Electric Power Transmission and Distribution Co., Inc.)

１．まえがき

高出力な中波ラジオ送信所の近傍では，送電線や鉄塔に放送周波数の誘導電流が生じ［1］，作業者の感電や金具の過熱が懸念される。66 kV 送電線路 J 新設工事においても，鉄塔 1–2 径間の両鉄塔で 3 相電力線を接地した状態で作業中，電線に接触していた作業員が時間とともに熱を感じたとの報告があり，中波放送波の影響が疑われた。そこで本報告では，出力 500 kW，周波数 873 kHz の中波送信所近傍にある送電線路 J の鉄塔 1–2 径間を対象に中波誘導電流を現地測定し，モーメント法[2]を用いた計算値と比較して，中波誘導電流の大きさと解析モデルの妥当性を検討する。

２．対象線路と測定区間

対象送電線路 J の鉄塔配置と測定区間を図 1 に示す。まえがきで述べた事象が発生した鉄塔 1–2 径間を検討対象とする。本径間は，電力線接地時に中波放送波による誘導電流が発生することを解析で確認している。図中の白四角は一般鉄塔，濃色四角は測定対象鉄塔（鉄塔 2）を示す。測定区間は送信所からおおむね 1.5 km の位置にある。

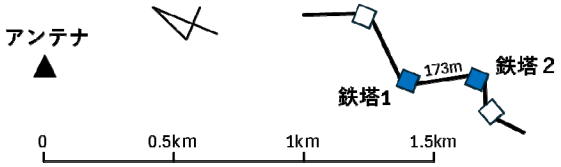


図 1　送電線路 J における測定対象区間の模式図

３．測定方法

中波誘導電流の測定は送電線路 J の片回線停止時に鉄塔 2 で行う。片回線停止中の 3 相電力線を鉄塔 1 と 2 で接地することにより，鉄塔 1–2 径間の架空地線・3 相電力線と大地による鏡像がループする構造になる。このループ長は 873 kHz の波長（約 343 m）とほぼ同程度である。測定機器構成を図 2 に示す。本測定ではこのループに誘導される電流を，接地線に巻き付けたロゴスキーコイルで検出し，ハンディオシロスコープで波形を取得して実効値を算出する。

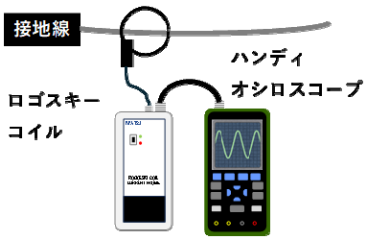


図 2　ロゴスキーコイルとハンディオシロスコープによる中波誘導電流測定機器構成

４．測定結果

鉄塔 2 で測定した中波誘導電流の計算値と実測値を図 3 に示す。各相とも約 1 A 級であり，モーメント法［1,2］による計算値とおおむね一致したことから，解析モデルが実線路の中波誘導電流を概ね再現できているといえる。また，解析結果から鉄塔 1–2 径間は中波放送波の波長に対して共振条件に近く，近傍径間より相対的に電流が大きくなることが示された。一方，本測定で得られた電流は強い共振により異常な大電流が生じるほどではなく，まえがきで述べた電線の温度上昇事象については，今後さらなる検討が必要である。

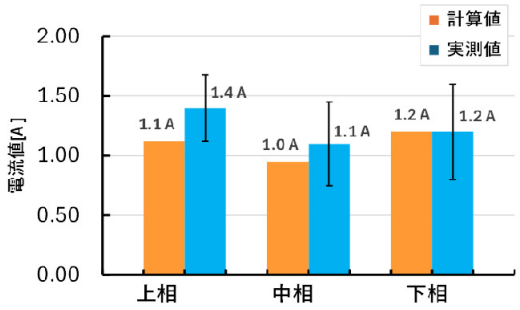


図 3　鉄塔 2 における中波誘導電流の計算値と実測値

文　献

(1) 笹森崇行・他：信学技報, EMCJ96-1, 1～3 (1996)
(2) J. H. Richmond and N. H. Geary: IEEE Trans. Antennas Propagat., AP-23, 412～414 (1975)

©2026 IEE Japan

塩霧法を模擬した人工汚損試験によるポリマーがいしと磁器がいしの汚損絶縁性能評価

北　直樹*，三好　雅仁，本間　宏也（電力中央研究所）

Evaluation on Pollution Insulation Performance of Polymeric and Porcelain Insulators Using an Artificial Pollution Test Simulating the Salt Fog Method

Naoki Kita, Masahito Miyoshi, Hiroya Homma (Central Research Institute of Electric Power Industry)

１．はじめに

一般に，シリコーンゴムを外被に用いたポリマーがいしは表面撥水性を有するため，従来の磁器がいしと比較して汚損湿潤時の耐電圧性能に優れると考えられている[1]。がいしの汚損状態での絶縁性能の評価については，国内では JEC-0203:2022 に 3 種類の人工汚損試験法（定印霧中法，等価霧中法，塩霧法）が規定されているが，これらはいずれも磁器がいしを対象としたものであり，撥水性を有するポリマーがいしに対してはそのまま適用できないとされている[2]。また，JEC-5202:2019 では，ポリマーがい管に対する汚損試験法として，試験前のがいし表面に特別な前処理（スラリー法あるいはパウダー法）を施し，撥水性を除去した状態で行う等価霧中法が採用されているが，これはポリマーがいしの特長である撥水性を考慮しない試験法である[3]。一方，IEC では，現在ポリマーがいしの撥水性を考慮した人工汚損試験法として塩霧法の試験手順変更の検討等が進められている[4]。なお，塩霧法については，国内では 2022 年に初めて規定された比較的新しい試験法であるため，その適用実績が少ない。

そこで本研究では，撥水性を有するポリマーがいし用の人工汚損試験法の確立に向けた初期検討として，新品のポリマーがいしと磁器長幹がいしに対して塩霧法を模擬した人工汚損試験を実施し，各がいしの繰り返しフラッシオーバ（FO：Flashover）特性および汚損絶縁性能を比較した。

２．試験方法

図 1 に塩霧法を模擬した人工汚損試験装置の外観を示す。同図のように，磁器懸垂がいしを重りにして供試がいしを地面に対して垂直に吊り下げ，その両側に塩水を噴霧するノズル（株式会社いけうち製，JJXP 010）を複数個配置した。JEC 規格では 2 流体ノズルの使用が規定されているが，今回は簡易的に塩霧法を模擬するため，1 流体ノズルを用いた。また，本試験では，新品のポリマーがいし（漏れ距離：2588 mm）と磁器長幹がいし（漏れ距離：2407 mm）を供試した。塩霧の発生には，水 1 L に対して食塩（NaCl）をそれぞれ 2.5，7，20，80，224 g の割合で溶かした 5 条件の水溶

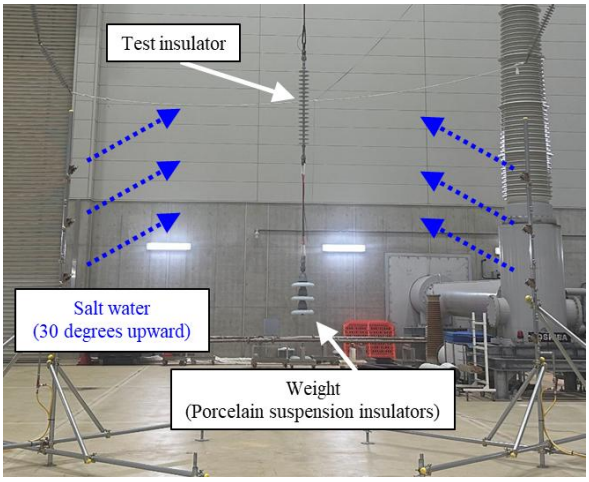


図 1 試験装置の外観
Fig.1. Appearance of testing apparatus

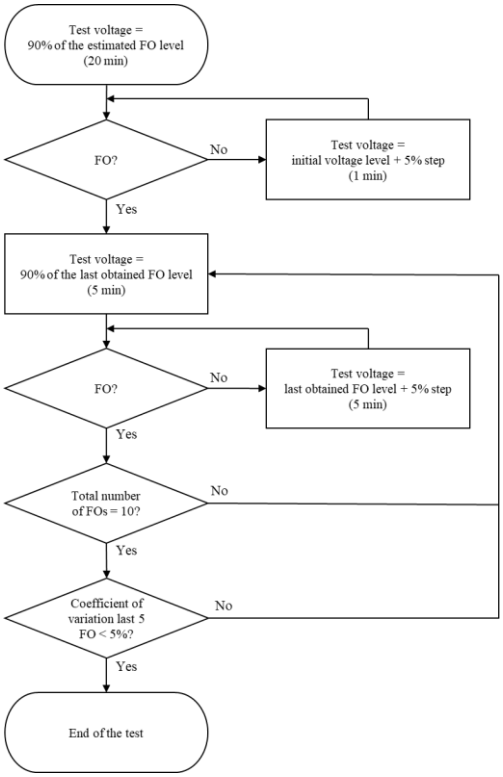


図 2 電圧印加手順
Fig.2. Voltage application procedure

©2026 IEE Japan

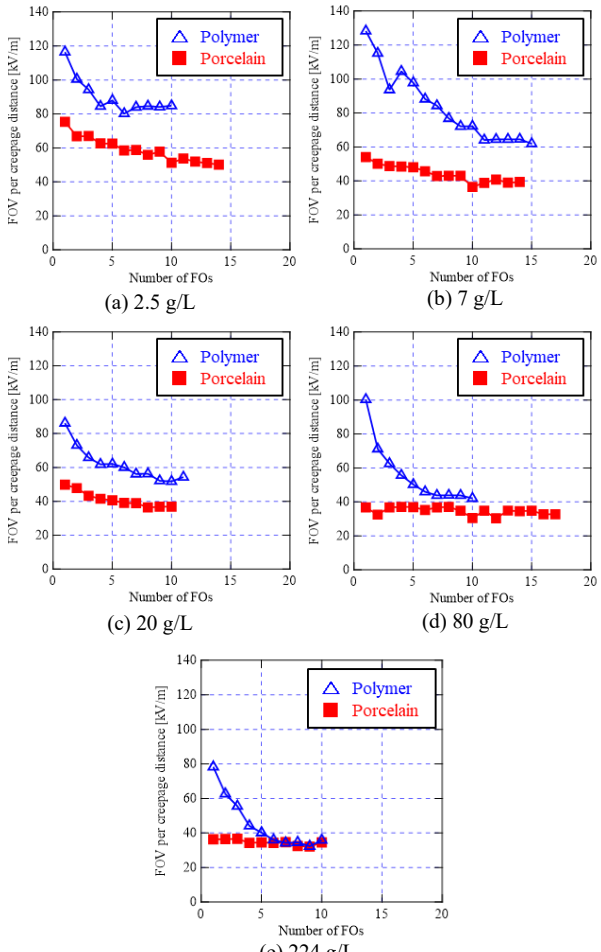
液を用いた。なお，噴霧圧は 0.3 MPa 一定とした。

図 2 に本試験のフローチャートを示す。同図の電圧印加手順に従ってがいしを繰り返し FO させ，各がいしのフラッシオーバ電圧（FOV：Flashover Voltage）を取得した。なお，塩水は初回の電圧印加と同時に噴霧を開始し，試験終了時まで継続的に噴霧し続けた。

３．試験結果と考察

図 3 に各塩水濃度に対するがいしの繰り返し FO 特性を示す。同図より，磁器長幹がいしの FOV は，FO を繰り返してもほとんど変化していないことがわかる。これは，磁器がいし表面には撥水性がなく，FO や局部アーク放電による表面状態の変化が起こりにくいことを示唆している。一方で，ポリマーがいしの FOV は，FO の繰り返しに伴って低下し，ある下限値に収束していることがわかる。これは，FO を繰り返すたびに外被表面の撥水性が部分的に低下し，がいし全体での汚損絶縁性能が低下したためと考えられる。

図 4 に各がいしの FOV の塩水濃度依存性を示す。同図における FOV は，図 3 において最終的に安定したと思われる最後の 5 回の FOV の平均値としている。また，図中の曲線



(a) 2.5 g/L　(b) 7 g/L

(c) 20 g/L　(d) 80 g/L

(e) 224 g/L

図 3 各塩水濃度に対するがいしの繰り返し FO 特性
Fig.3. Repeated FO characteristics of insulators under various saltwater concentrations

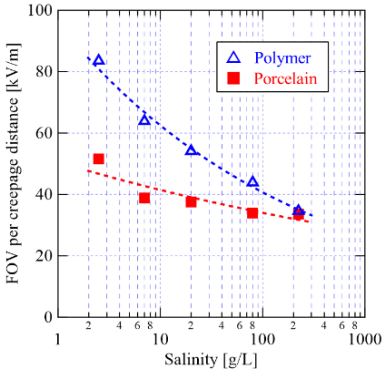


図 4 各がいしの FOV の塩水濃度依存性
Fig.4. Saltwater concentration dependence of FOV for each insulator

は，FOV を塩水濃度で累乗近似したものである。図 4 より，いずれの塩水濃度条件においても，ポリマーがいしの FOV が磁器長幹がいしの FOV を上回っており，ポリマーがいしが優れた汚損絶縁性能を有するという一般的な知見と一致していることがわかる。ただし，ポリマーがいしの FOV は塩水濃度の-0.186 乗に比例し，磁器長幹がいしの FOV は塩水濃度の-0.086 乗に比例しており，塩水濃度の増大に伴う FOV の低下傾向に差異があった。従来の汚損試験結果では，撥水性のない磁器がいしに対する汚損耐電圧は等価塩分付着密度（ESDD：Equivalent Salt Deposit Density）の-0.2 乗に比例すると考えられている(1)が，今回の塩霧法を模擬した本試験では，がいしの種類（ポリマーまたは磁器）によって汚損耐電圧特性が異なる傾向を示したことから，今後，撥水性を有するポリマーがいしの汚損耐電圧特性を明らかにするためには，さらなる試験データの蓄積や既存試験法との比較が必要と考えられる。

４．おわりに

本研究では，撥水性を有するポリマーがいし用の人工汚損試験法の確立に向けた初期検討として，新品のポリマーがいしと磁器長幹がいしに対して塩霧法を模擬した人工汚損試験を実施した。その結果，FO の繰り返しに伴い，磁器長幹がいしの FOV はほとんど変化しなかったが，ポリマーがいしの FOV は徐々に低下する傾向を示した。また，試験後半の汚損絶縁性能については，いずれの塩水濃度条件においてもポリマーがいしの FOV が磁器長幹がいしの FOV を上回ることが確認された。ただし，がいしの種類によって汚損耐電圧特性に異なる傾向が見られたことから，今後は試験データの蓄積や既存試験法との比較が必要と考えられる。

文　献

(1)電気協同研究会：ポリマーがい管の設計基準・試験法の標準化，電気協同研究，72 巻，4 号，2016
(2)電気学会：JEC-0203:2022 高電圧試験一般，電気学会，2022
(3)電気学会：JEC-5202:2019 ブッシング，電気学会，2019
(4)CIGRE, Technical Brochure No.691, 2017

©2026 IEE Japan

500kV 級ポリマーがい管の等価霧中試験

三好　雅仁*，北　直樹，本間　宏也（電力中央研究所），熊田　佳範（古河電気工業）

The equivalent fog test of a 500kV-class polymer bushing

Masahito Miyoshi, Naoki Kita, Hiroya Homma (Central Research Institute of Electric Power Industry),
Yoshinori Kumada (Furukawa Electric Co., Ltd.)

１．まえがき

ポリマーがい管は磁器がい管に比べて軽量で耐震性に優れ，外被材シリコーンゴムの撥水性により高い耐汚損性能を有することから，その適用が拡大している(1)。ポリマーがい管の人工汚損交流耐電圧試験については，JEC-5202:2019「ブッシング」において等価霧中試験法(2)により実施することが規定されている。しかし，500kV 級ポリマーがい管を対象とした等価霧中試験の報告例は，汚損試験が可能な大型の高電圧試験設備が必要となることから依然として少ない(3)。本稿では，JEC-5202:2019 を参考に，当所保有の試験設備を用いて 500kV 級ポリマーがい管の等価霧中試験を実施し，その実施可能性と得られた知見について報告する。

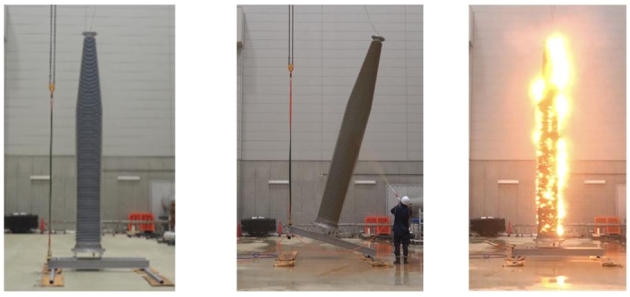
２．試験方法

＜2・1＞試験条件　　図 1 に試験で使用した 500kV 級ポリマーがい管供試器の外観，ならびに等価霧中試験時における汚損作業および放電様相を示す。供試器の主要寸法は，全長 5796±3 mm，漏れ距離 23228 mm である。汚損条件は，不溶性物質付着密度 0.3 mg/cm^2 を固定とし，等価塩分付着密度（ESDD）は 0.12，0.35 mg/cm^2 の 2 条件とした。

＜2・2＞試験手順　　前処理として，供試器の外被材表面にとの粉を擦り込み，撥水性を抑制した。次に，供試器を 15° 傾斜させた状態で水洗いし，1 分後に汚損液をスプレーして供試器全体を汚損した。汚損完了 1 分後に供試器を直立させ，汚損完了 3 分後に課電を開始してフラッシオーバ電圧（FOV）を測定した。以降も同様に，供試器を 15° 傾斜状態で水洗い・汚損を行ったのち，直立した状態で課電する手順を繰り返し，10 回分の有効な FOV を取得した。

３．等価霧中試験結果

図 2 に，各 ESDD 条件（0.12，0.35 mg/cm^2）における FOV の正規確率プロットを示す。各 ESDD 条件における FOV は概ね正規分布に従う傾向が認められ，5%FOV は，有効データ 10 点の FOV から算出した。その結果，0.12 mg/cm^2 条件では 5%FOV が 490.3 kV（変動係数 9.72%），0.35 mg/cm^2 条件では 398.4 kV（変動係数 7.99%）となり，各 ESDD 条件下での一連の汚損・課電による FOV の分布は比較的安定していた。さらに，ESDD の増加に伴い FOV 分布は低い電圧側へシフトしており，耐電圧が低下する傾向が示された。



(a) Specimen　(b) Contamination process　(c)Flashover

図 1 供試器外観，ならびに汚損作業および放電様相
Fig.1. Specimen, contamination, and discharge

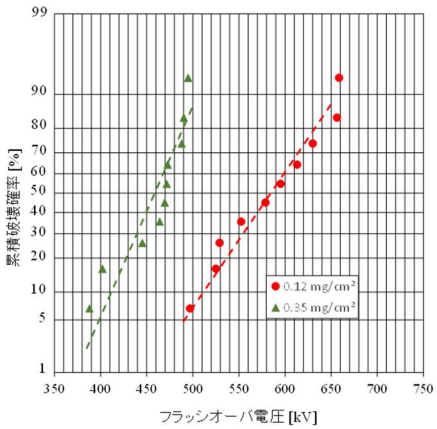


図 2FOV の正規確率プロット
Fig.2. Normal probability plot of FOV

４．まとめ

500kV 級ポリマーがい管を対象として等価霧中試験を実施し，ESDD 条件による FOV の変化を確認した。その結果，10 回分の有効な FOV が安定して取得でき，弊所保有の高電圧試験設備を用いて 500kV 級ポリマーがい管の等価霧中試験が実施可能であることを確認した。また，ESDD の増加に伴う FOV 低下の傾向が認められた。

文　献

(1)電気協同研究会：ポリマーがい管の設計基準・試験法の標準化，電気協同研究，72 巻，4 号，2016
(2)電気学会：JEC-5202:2019 ブッシング，電気学会，2019
(3)加川他：「275kV/500kV 変圧器・開閉装置用ポリマーがい管の等価霧中試験」，電気学会合同研究会，ED17129，2017

©2026 IEE Japan

経年送電用ポリマーがいしの引張強度低下事象に関する再現試験

近藤　邦明，奥村　勇太*，伊東　敦，近藤　高徳，菰田　浩寛　（日本ガイシ）

Reproducibility Test on Tensile Strength Reduction in Aged Polymer Insulators for OHLs

Kuniaki Kondo, Yuta Okumura, Atsushi Ito, Takanori Kondo, Hironori Komoda (NGK Insulators, Ltd.)

１．まえがき

送電用ポリマーがいしが厳しい汚損湿潤環境で適用された場合，数年間という比較的短期間で，コロナ放電によりゴム表面に硝酸が発生し，ポリマーがいしの胴部外被表面にクラックを生じ，FRP コア材までクラックが達する事例がある[1), 2)]。更に，FRP 表面で放電が継続しトラッキングが発生した場合，ガラス繊維の溶損により引張強度が低下，離断する懸念がある。今回，FRP コア単体を用いてトラッキング発生の再現試験を試みたので，その結果を報告する。

２．フィールド実績

中東の 400 kV 線路で実際に 5～9 年適用されたポリマーがいしを撤去して引張破壊試験を行った。約 7 年経過品の外被ゴムは酷く劣化し，FRP コアが露出していた試料の破壊形態を図 1 に示す。破壊荷重の推移を図 2 に示す。初期と 5 年経過品の破壊形態は，金具（コッターピン）破壊であり破壊荷重の低下はなかったが，7 年以上の経過品は FRP コアが破壊し 9 年経過品では初期値より 36%低下した。



図 1　引張試験後の破壊形態（7 年経過品）

Fig.1. Breakage form after tensile load test

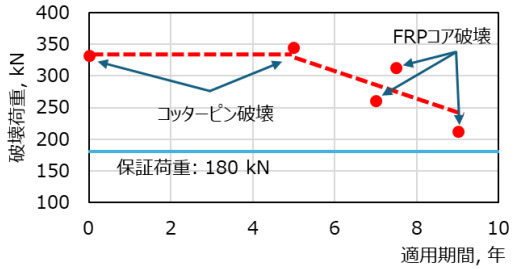


図 2　破壊荷重の推移

Fig.2. Breakage load with duration of use

FRP コアの材質は，脆性破壊を防ぐため ECR ガラスを用いていたが，新たな劣化現象として認識している。なお，供試がいしは出荷検査に合格している。

３．試験方法

不具合発生の推定メカニズムのフローを図 3 に示す。トラッキングが FRP コアで発生した場合，機械強度は低下すると考えられる。今回，送電用ポリマーがいしの FRP コア単体を用いて，表面でドライバンドアーク放電とトラッキング発生の再現試験を試みた。図 4 と図 5 に供試試料と試験条件，試料外観を，それぞれ示す。試料はあらかじめ RTV シリコーンゴムを塗布し，電極間を長手方向に幅約 1mm と約 10mm で RTV をはがした。RTV 塗布部位には，撥水性があり FRP コアが露出した部分で電流を流すよう工夫した。試験は IEC 規格[3)]のトラッキング・エロージョン試験に準じ，課電ストレスは試験を加速するため約 1.2 倍とした。試験配置は水平とした。試験後に FRP コアの断面観察を実施した。

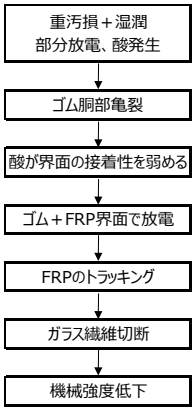


図 3　不具合発生の推定メカニズムのフロー

Fig.3. Estimated failure mechanism

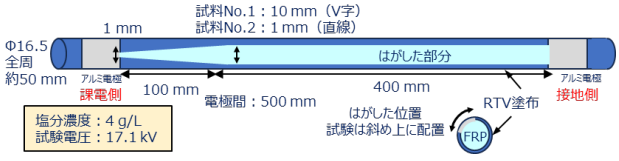


図 4　供試試料と試験条件

Fig. 4. Specimen and test condition

©2026 IEE Japan

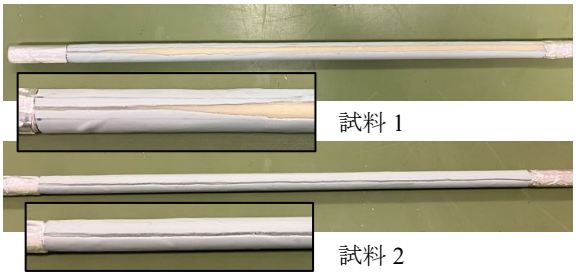


図 5　供試試料
Fig.5. Specimen



図 6　試験配置と放電発生状況
Fig.6. Test arrangement and discharge activity

4．試験結果

＜4・1＞トラッキングの進展　　課電試験中は露出した FRP コア表面に導電経路ができ，電流集中によりドライバンド形成し，図 6 に示すように，滞留性ドライバンドアーク放電が形成された。また，図 7 に試験経過日数と FRP コアの表面トラッキングの進展状況を示す。V 字形状は 4 日でトラッキングが発生し，徐々に進展していき 14 日経過後 230 mm に達した。一方，直線形状は，31 日目で表面に変色が見られ，その後数日で，一気にトラッキングが進展した。

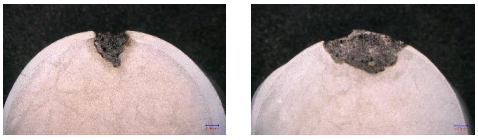
経過日数	代表写真
4	
9	
14	

図 7-1　トラッキングの進展状況（試料 1）

経過日数	代表写真
31	
34	

図 7-2　トラッキングの進展状況（試料 2）
（赤矢印は＜4・2＞の断面観察箇所）
Fig.7. Progress of tracking

＜4・2＞断面観察　　図 8 に課電部のトラッキング箇所の断面写真を示す。試料 1 は 17 日経過後，試料 2 は 36 日経過後に断面観察を実施した。トラッキング発生個所では，FRP コアの深さ 2 mm 以上まで達していた。引張強度が低下する裏付けとなるものと考える。



試料 1（深さ：2.3 mm）　試料 2（深さ：2.9 mm）
図 8　FRP コアの断面写真
Fig.8. Cross section of FRP core

5．試験結果

本研究では，ポリマーがいし用 FRP コアのトラッキング現象を再現することが出来た。また，それにともなう機械強度の低下の裏付けを得た。引き続き，製品形状（笠，把持金具付き）での再現試験とトラッキングと引張強度低下の有無を調査する。

文　献

(1) T. Tatsuoka, et al., “Mechanism Clarification of Insulating Performance Decreasing by Aging of Polymer Insulators for Overhead Transmission Lines”, CIGRE 2024 Paris Session, Paper No. 10986
(2) K. Kondo, et al., “Verification of Nitric Acid Immersion Test of Polymer Insulator Housing Materials for OHLs”, ISH 2025, Paper No. B3-1
(3) IEC 62217: 2025, Polymeric HV insulators for indoor and outdoor use - General definitions, test methods and acceptance criteria

©2026 IEE Japan

CO_2 削減に貢献する低ロス電線 ACFR のコア CFCC の諸特性について

奈良　清延*，八巻　卓夫，宮崎　幸一，藤井　一幸（北日本電線）
鈴木　基希，大越　竜太（東京製綱インターナショナル）

Characteristics of CFCC of Low-Loss Conductor ACFR Contributing to CO2 Reduction

Kiyonobu Nara, Takuo Yamaki, Koichi Miyazaki, Kazuyuki Fujii (Kitanihon Electric Cable Co.,Ltd)
Motoki Suzuki, Ryuta Ogoshi (Tokyo Rope International)

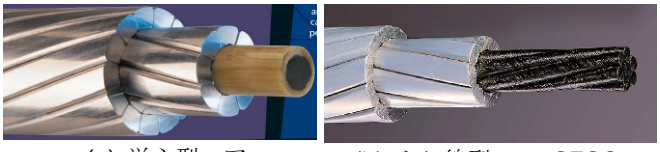
１．まえがき

近年，地球温暖化防止対策として CO_2 削減が世界中で取り組まれている。電力分野では送電ロスを少なくすることにより，送電ロス分の発電量を減らす（発電時の CO_2 を削減する）ことが可能である。このため，以前から低ロス電線が開発され使用されてきている。最近では，データセンタの需要増加や再生可能エネルギ発電の増加に伴い，送電線路の増容量化が求められている。既設線路（鉄塔）を有効に使える（鉄塔補強が不要な）低ロス低弛度電線としてコンポジット電線が世界中で採用され始めている。

筆者らは,今までコンポジット電線 ACFR の諸特性[1][2][3]や実使用後の撤去電線調査結果[4]について報告してきたが，2025 年 10 月に国際規格である ASTM B 987 が改正され，ACFR のコアである CFCC が ASTM 規格を満足するようになった。そのため，本論文では，ACFR のコアである CFCC に注目し，その諸特性について報告するものである。

２．国際規格

今までの ASTM B987 M-20 では，コンポジット電線のコアは図 1(a)に示すような単心型のみが認められていたが，2025 年 10 月に改正された ASTM B987 M-25 では，図 1(b)に示すようなより線型のコアが認められるようになった。



(a) 単心型コア　(b) より線型コア CFCC
(a) single core　(b) stranded core : CFCC

図 1. コンポジット電線のコア例
Fig.1. Core type of composite conductor

また，IEC TS 62818 でもコンポジット電線の規格が議論されており，ACFR のコアである CFCC も各種試験を実施している。本論文では，そのうち下記の試験結果について報告する。

① 曲げ試験：曲げ履歴後の引張荷重
　　曲げた後に亀裂がないか染料浸漬試験
② 捻り試験：捻りを与えた後の引張荷重
③ 応力腐食試験：炭素繊維が酸性雨などからの影響を受けた場合の脆性破壊試験

３．試験方法及び試験結果

＜3・1＞**曲げ試験**　曲げ試験は，引張応力と曲げ応力が同時に印加された CFCC の性能を確認するために実施した。試験は，ASTM B987 および ASTM D5117 に準拠して，図 2 に示すように曲げた状態で荷重を印加し，一定時間保持した後に，引張試験を実施した。さらに，曲げマンドレルと接触するランダムな場所から CFCC を採取し，染料浸透試験を実施し，CFCC に亀裂がないかどうか確認した。

試験条件）供試試料：CFCC 9.6mm (7 本/3.2mm)
　　マンドレル径：475mm
　　印加荷重：18.15kN (15%UTS)×1 分間保持
　　（1 本の CFCC では，7.5%UTS）

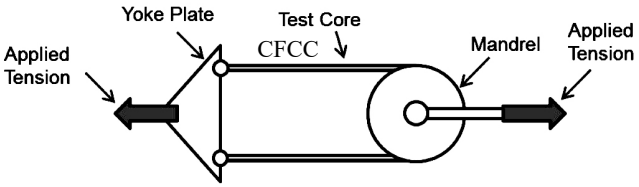


図 2. 曲げ試験概要
Fig. 2 Setup for Bending Test (Schematic)

試験結果）
・外観：試験後の外観は，全く問題なかった。
・引張荷重：試験後の試料を引張試験機で測定した。
　　結果は，159.6kN で規格値の 121kN を大きく上まわり，初期値と同程度であった。

©2026 IEE Japan

・染料浸透試験：30 分間染料浸透剤に浸漬した後，ブラックライトの下で観察し，亀裂が無いことを確認した。なお，ひび割れがある場合，染料の浸透剤は上まで染みて，表面積の半分以上を覆う事で確認できる。



図 3. 染料浸透試験
Fig.3. Dye Penetrant test

＜3・2＞ **捻り試験**　施工時に電線回転を受けた際の CFCC の機械的性能を把握する目的で捻り試験を実施した。
試験条件）供試試料：CFCC 7.8mm (7 本/2.6mm)×2
CFCC 9.6mm (7 本/3.2mm)×2
捻り角度：360° ×2 分間保持
試料長　：7.8mm - 2.21, 2.22m（約 4.5 回/10m）
9.6mm - 2.21, 3.02m（約 4.5 回/10m）
試験結果）
・外観：試験後に CFCC に損傷やひび割れ，破損の兆候は確認されなかった。
・引張荷重：いずれも規格値を満足している。
7.8mm - 94.1kN, 89.9kN（規格 79.5kN）
9.6mm - 122.7kN, 131.5kN（規格 121kN）

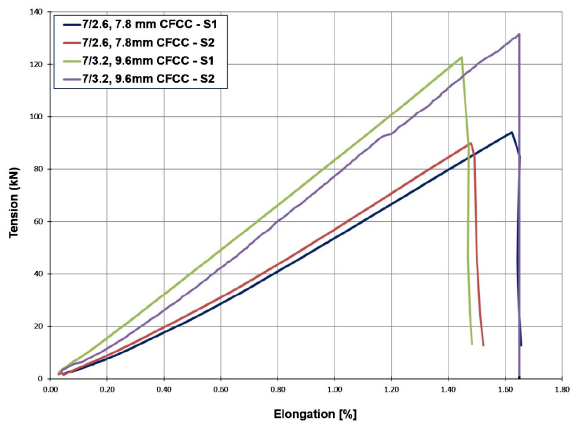


図 4. 捻り印加後の CFCC 引張荷重
Fig.4. Tension vs. Elongation after torsion test

＜3・3＞ **応力腐食試験（脆性破壊試験）**　CFCC は炭素繊維なので，酸性雨などの酸性環境下で荷重を受け続けた場合，応力腐食が考えられる。このため，CIGRE TB426[5]（ASTM D2303, IEEE 62217）に準拠して，CFCC を酸に晒し，表面状態の変化や引張荷重を確認した。
試験条件）供試試料：CFCC 7.8mm (7 本/2.6mm)
CFCC 9.6mm (7 本/3.2mm)
酸：1N-HNO3（1 モルの硝酸，pH≒0）×96 時間
浸漬時張力：CFCC の 25%UTS
試験方法）図 5 に示すように CFCC に硝酸を入れた容器をセットし，張力印加状態で規定時間保持する。

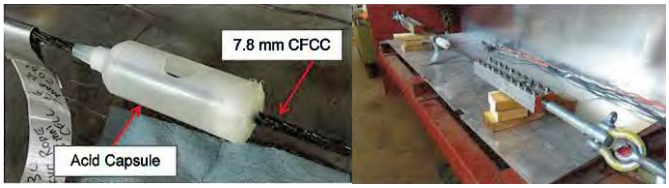


図 5. CFCC の脆性破壊試験の様子
Fig.5. CFCC installed for strand brittle fracture test

試験結果）
・外観：図 6 に示すように CFCC 表面に損傷，亀裂，破損は観察されなかった。



図 6. 硝酸浸漬後の CFCC 外観
Fig.6. CFCC surface condition on after the acid exposure

・引張荷重：いずれも規格値を満足している。
CFCC 7.8mm - 99.0kN（規格 79.5kN）
CFCC 9.6mm - 136.6kN（規格 121kN）

4．まとめ

以上，ACFR のコアである CFCC が施工時に受ける曲げや捻りに対する性能，および，施工後の酸性雨などによる応力腐食特性について述べた。結果はいずれも良好であり，関係する国際規格や CIGRE 技術報告書に記載されている性能を満足した。これらにより，炭素繊維である CFCC の適用に問題無いことを確認している。低ロス電線の適用拡大により，CO_2 削減に少しでも寄与できれば幸いである。

文　献

(1) 奈良清延・鈴木基希他：R7 年電気学会全大会, No.7-076
(2) 宮崎幸一・白石智規他：R7 年電気学会 B 大会，No.266
(3) OGOSHI RYUTA：CIGRE TR/01/18, 2018
(4) SASA, NARA etc：CIGRE B2/PS2 10631, 2022
(5) CIGRE TB426 (2010) 3-9 章

©2026 IEE Japan

屋外環境下における拡張カルマンフィルタを用いた架空送電線の導体温度推定手法

森　公平*，杉原　英治　（関西学院大学）
江中　大晟，岩間　成美　（住友電気工業株式会社）

A Method for Estimating the Conductor Temperature of Overhead Transmission Lines under Outdoor Test Conditions based on Extended Kalman Filter

Kohei Mori, Hideharu Sugihara (Kwansei Gakuin University)
Taisei Enaka, Narumi Iwama (Sumitomo Electric Industries, Ltd.)

１．はじめに

再生可能エネルギー普及拡大に伴い、ローカル系統において送電線の電流容量不足が課題の一つとして挙げられる。送電線の電流容量は導体温度が常時許容温度を超えないように熱的に制限される。この送電線の導体温度は周囲の気象条件により時々刻々と変化する。したがって、気象条件を考慮し動的に導体温度を把握することができれば電流容量の柔軟な運用が可能となり、多くの時間で電流容量を増加できる可能性がある。このような技術は Dynamic Line Rating(DLR)と呼ばれ、送電線混雑を緩和する有望な解決策の一つである。

本研究では DLR 適用に向けて、拡張カルマンフィルタ(EKF)を用いた導体温度の逐次推定手法を提案する。提案手法の検証には、送電線(ACSR/AC 線)を用いた屋外での通電実験から得られた測定データにもとづき推定精度の検証を行うとともに結果に対する考察を行う。

２．理論

＜3・1＞ 送電線導体温度の伝熱工学モデル

本研究では架空送電線導体温度の熱的過渡状態を評価するため、導体温度(T_c)の推定を行う。導体温度変化は、以下の熱収支式(1)により記述される[1]。

$$\frac{dT_c}{dt} = \frac{I^2 R_{ac} + q_s - q_r - q_c}{C} \quad (1)$$

I^2R_{ac}：ジュール発熱，q_s：日射による吸熱，
q_r：放射による熱放散，q_c：対流による熱放散，C：熱容量

導体温度を算出するモデルである熱収支式(1)は、特に対流による熱放散項q_cにおいて特定の線種(ACSR 線)を用いた風洞実験により決定された定数が用いられており、算出には不確実性が生じる。

＜3・2＞EKF アルゴリズム

図 1 に示すように EKF では物理モデルによる状態予測と、観測値による状態更新を繰り返すことで、モデル誤差や環境外乱などの不確実性を考慮し逐次的に状態推定を行う。

状態変数$\boldsymbol{x}$は導体温度T_c, 実効風速V_{eff}、制御変数$\boldsymbol{u}$は電流I, 気温T_a, 日射量Sとし、観測値zは導体温度T_cとする。

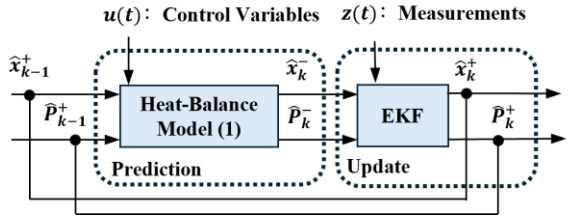


図 1. 提案する EKF モデル
Fig.1. Proposed EKF Model

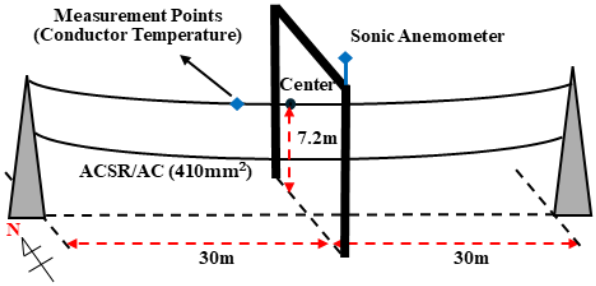


図 2. 屋外実験の概略図
Fig.2. Overview of the field test

ここで実効風速V_{eff}(風向角を90°と固定し同等の冷却効果となる風速)は、熱収支式(1)により推定された導体温度$\hat{T}_c$と、測定された導体温度観測値T_cの差により逐次的に逆算される物理量である。EKF では状態変数$\boldsymbol{x}$の分布を正規分布$N(\bar{x}, P)$に近似しており、推定値$\hat{x}$・誤差共分散行列Pは予測・更新のプロセスを経て、逐次的に算出される[2]。

３．屋外試験に基づく EKF アルゴリズムの検証

＜3・1＞ 屋外試験の条件

EKF モデルの検証のため屋外での通電実験を行ったため、その概略図を図 2 に示す。同図に示す導体温度の測定点では電線表面 4 点(北、南、上、下)を測定し、その平均値を導体温度の測定値として利用した。EKF による導体温度推定に必要な気象条件である外気温、日射量は本試験場における実測データを用いた。また超音波風速計により得られる、風速・風向角のデータは EKF による実効風速V_{eff}の推定結果との比較のみに用いる。

＜3・2＞ 提案する EKF の設計詳細

実環境下における運用では、測定器の通信遅延やデータ

©2026 IEE Japan

表 1. 変数の定義と測定条件
Table 1. Variable definitions and measurement conditions

Role in EKF	Variable	Symbol	unit	Sampling Period
State Vector	Conductor Temp.	T_c^{est}	℃	2s
	Effective Wind	V_{eff}^{est}	m/s	2s
Observation	Conductor Temp.	T_c^{mea}	℃	5min
Control Vector	Current	I	A	2s
	Ambient Temp.	T_a	℃	5min
	Solar Radiation	S	W/m^2	5min

の欠損などがあり、短い時間間隔で常に測定データを得ることは困難であると考えられる。そこで、本研究では表 1 に示すように測定周期を仮定した。EKF による状態推定$(T_c^{\mathrm{est}}, V_{eff}^{\mathrm{est}})$は 2 秒毎に出力するため、電流$I$を除く制御変数$(T_a, S)$が入力されないステップは直近の入力値を保持し、観測値(T_c^{mea})が入力されないステップでは物理モデルによる予測のみを行うことで2秒毎の状態推定値を逐次出力する。

＜3・3＞ EKF による推定結果と検証

EKF による状態推定の結果を図 3 に示す。また、推定された状態変数$\boldsymbol{x}$は平均$\bar{x}$、分散Pの正規分布$N(\bar{x}, P)$に従うという仮定から、その上限値$(\bar{x}+2\sqrt{P})$および、下限値 $(\bar{x}-2\sqrt{P})$からなる $\bar{x}\pm 2\sigma\ (\sigma=\sqrt{P})$の区間を示す。

図 3 より、EKF による導体温度推定はおおむね良好な結果 (RMSE: 約 1.84[℃] 最大誤差: 約 5.31[℃])を示した。特に通電電流の変動による導体温度変化は高い精度で追従できていることが確認できる。一方で、入力情報として含まれない突発的な風速変動を捉えることは困難である。しかし 5 分毎の観測値による更新ステップにおいて観測誤差が求まることにより、状態変数である実効風速が補正され結果として導体温度推定値が測定値を追従する挙動が確認できた。さらに、原理的に追従困難な突発的な風速変動であっても、$\hat{T}_c \pm 2\sigma_{\hat{T}_c}$区間の範囲内に収まることを確認した。

一方、EKF による実効風速推定(V_{eff}^{est})は超音波風速計による測定値(V_{eff}^{mea})と比較し多くの時間で推定値が測定値を下回る結果となった。ここで、超音波風速計の測定値が送電線近傍の風況を正しく測定していると仮定すると、この乖離原因は送電線の導体温度算出に用いた熱収支式、特に対流による熱放散項(q_c)における不確実性に起因し、風による冷却効果を過大評価している可能性がある。これまでに著者らは、風速,風向角が制御された風洞実験において EKF による導体温度推定を行った結果、熱収支モデルでは風による冷却効果を過大評価している可能性を示唆する結果を得ている[3]。これらの結果に基づき、熱収支式(1)内の対流による熱放散項に補正係数 0.7 を乗じることとし、同様に実効風速を推定した結果を図 4 に示す。同図より、推定された実効風速の測定値に対する追従精度が向上した。この結果は既存の熱収支モデルの不確実性を定量的に評価することが必要になり得ることを示すとともに、EKF による状態推定は、

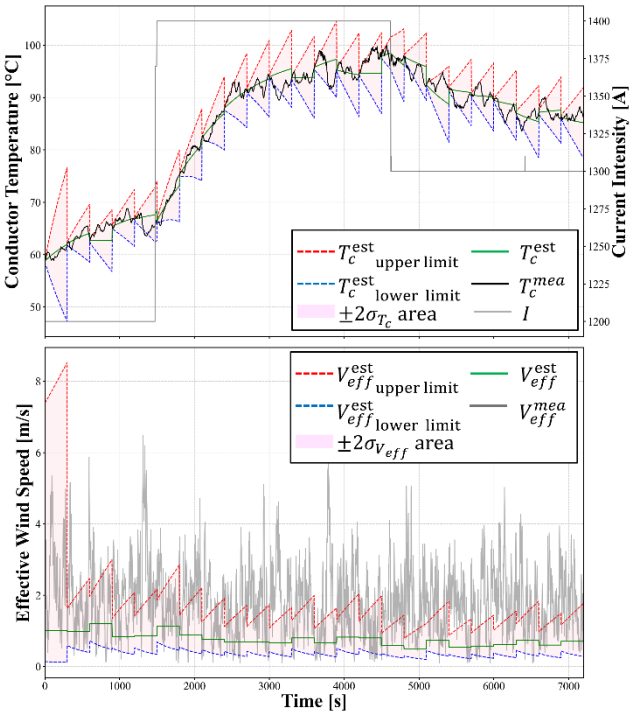


図 3. EKF による導体温度(上)と実効風速(下)の推定結果(γ=1)
Fig.3. Estimated results of T_c(Top) and V_{eff}(Bottom) using EKF (γ=1)

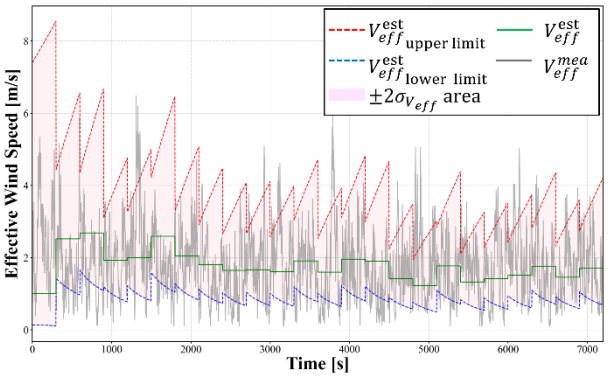


図 4. EKF による実効風速の推定結果(γ=0. 7)
Fig.4. Estimated results of V_{eff} using EKF (γ=0. 7)

こうしたモデル内の未知の不確実性に柔軟に対応できる可能性が示唆された。

4. おわりに

拡張カルマンフィルタ(EKF)を用いて、架空送電線の導体温度を推定する手法を開発した。屋外での通電試験に基づき検証を行い、EKF 推定の妥当性や、熱収支モデルに不確実性が含まれる可能性を示した。一方で導体温度推定精度の向上には風速の変動トレンドを捉える必要があり、EKF に風速予測モデルを組み込むことが課題として考えられる。

文　献

(1) 電気学会技術報告, No.660 pp14-28 (1997)
(2) 足立, 丸田: 東京電機大学出版局 (2012)
(3) 森, 他:電気学会研究会資料 PSE-25-188, ST-25-017, SMF-25-017 (2025)

©2026 IEE Japan

細径 OPGW の溶損痕画像に基づく 雷撃の電気量と電流値の推定手法

佐々本　凌*，神足　将司，竹中　湧，岩田　幹正，大髙　聡也（電力中央研究所）

Estimation Method for Electric Charge and Current of Lightning Strikes Based on Images of Melting Marks on Thin OPGW

Ryo Sasamoto, Masashi Kotari, Waku Takenaka, Mikimasa Iwata, Toshiya Ohtaka
(Central Research Institute of Electric Power Industry)

１．はじめに

架空送電線の電力線を直撃雷から保護するため，電力線上方には架空地線が設置されている。近年，この架空地線として，光ファイバユニットを内蔵した光ファイバ複合架空地線（以下, OPGW; OPtical fiber composite overhead Ground Wire）が採用されている。OPGW を含む架空地線は，日本海側に多く確認される継続時間の長い高エネルギー雷撃を受けた場合に，溶融や溶断を生じる可能性がある。

そこで当所では，横須賀地区の大容量電力短絡試験設備を活用し，高エネルギー雷撃を模擬した直流アーク試験を OPGW に対して実施してきた。この試験により，直流アーク放電の電気量と残存引張荷重の関係，新品と経年品の溶損様相および残存引張荷重の関係，さらに直流アーク放電の OPGW 上の挙動などを検討した[1]-[2]。その結果，OPGW の溶損痕は，直流アーク放電の電気量や電流値によって様々な様相に変化することが分かった。また，直流アーク放電の電気量と電流値などのパラメータに基づき，OPGW の溶損特性を評価する手法を開発した[3]。これらの取り組みを通じて，OPGW の溶損痕から OPGW の補修や張替え要否を判定するために必要な OPGW 残存引張荷重を推定する手法の開発と検証を進めている。しかしながら，その推定には雷撃の電気量および電流値などの情報が必要となる。また，実フィールドにおいて雷撃の電気量と電流値を直接測定することは困難である。

本報告では，畳み込みニューラルネットワーク(以下, CNN; Convolutional Neural Network)を用いて, OPGW の直流アーク放電溶損痕の画像（以下，溶損痕画像）を解析し，OPGW が受けた直流アーク放電の電気量と電流値を推定した。

２．直流アーク試験

溶損痕画像から電気量と電流値を推定するためには，CNN 解析に必要な大量の溶損痕画像と，それらに対応する電気量と電流値のラベル情報（以下，教師データ）が不可欠である。しかしながら，実フィールドにおいて多数の教師データを収集することは困難である。そこで本研究では，大容量電力短絡試験設備を用いた直流アーク試験を実施し，123 枚の教師データを作成した。

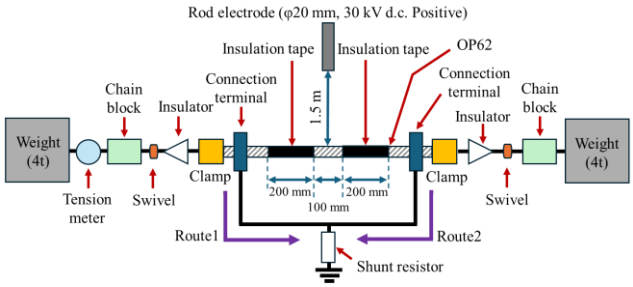


図１　直流アーク試験状況の模式図

Figure 1. Schematic diagram of d.c. arc test

表 1 直流アーク試験で用いた OPGW(OP62)の概要

Table 1. Overview of the OPGW(OP62) used in the d.c. arc test

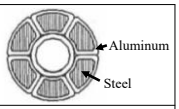
Cross-Section	
Wire structure (Strand type/Number of strand(wires)/Strand circle equivalent diameter(mm))	23AC/6/3.64
Minimum tensile strength, UTS (mm)	69.1
Overall diameter (mm)	10.5
Calculated cross-sectional area (mm^2)	62.46

図 1 に試験状況の模式図を示す。直流アーク試験では，短絡発電機で発生した交流を三相全波整流して直流に変換した。試験条件は，電圧 30 kV d.c.，正極性の直流アーク放電，電気量 50～250 C，電流値 3～10 kA，通電時間 5～50 ms とした。供試品は表 1 に示す細径 OPGW(以下，OP62)であり，光ファイバユニットを含まない仕様を採用した。また, OP62 は規定張力(最小引張荷重 UTS の 17.3%)で架線した。直流アーク放電は，OP62 と棒電極の間に銅細線(直径 0.05 mm)を張り，通電によって溶断発弧させた。また，試験結果のばらつきを低減するため，次の 2 つのアーク駆動抑制を行っている。一つ目は，銅細線から左右 50 mm の範囲で OP62 表面を露出させ, 50 mm 以降 250 mm までの範囲を絶縁テー

©2026 IEE Japan

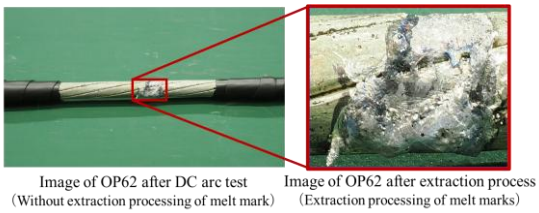


図２　直流アーク試験後の OP62 溶損痕画像と
溶損痕抽出処理画像の一例（測定値：49.6 C，4.45 kA）

Figure 2. Example of image of OP62 melting mark after d.c. arc test and extracted image of melting area (Measured values:49.6 C, 4.45 kA)

プで被覆した。二つ目は，OP62 の両端から 2 つの分路を設け，電流が OP62 の両端に等しく分流されるようにすることで，図 1 中の Route1 に流れる電流による電磁力と Route2 に流れる電流による電磁力を相殺している。なお，試験中の注水は行っていない。

3. OP62 溶損痕画像から電気量と電流値の推定

直流アーク試験で得られた溶損痕画像に，対応する電気量および電流値の教師データを紐付けた後，オープンソース機械学習ライブラリである PyTorch を用いた CNN 解析[4]を実施し，OP62 の溶損痕画像から直流アーク放電の電気量および電流値を推定した。

＜3・1＞教師データの前処理　　溶損痕画像の特徴量を適切に抽出するため，図 2 に示すように溶損痕箇所の抽出処理を実施した。抽出には，教師データの溶損痕箇所をアノテーションし，オープンソースの物体検出アルゴリズムである YOLO (ver. 8)による物体検出[5]を用いた。

＜3・2＞CNN 解析における設定値の最適化　　CNN 解析では，ハイパーパラメータ(Epochs, Image size, Batch size, Learning rate, Study model, Loss function, Optimizer など)の設定値や組合せ，さらに教師データの前処理の有無によって正答率が大きく変動する。本研究では，品質工学における L_{18} 直交表[6]を用いてこれらの設定を最適化した。

＜3・3＞直流アーク放電の電気量と電流値の推定結果　最適化した CNN 解析の設定値を用いて，OP62 溶損痕画像から直流アーク放電の電気量と電流値を推定した。同一条件の計算においても，学習に用いる教師データはランダムに選択されるため，推定は同一条件で 3 回実施し，最も良好な解析結果を評価対象とした。

図 3 と図 4 に，ある閾値（判定基準値）に対する推定した直流アーク放電の電気量および電流値の正答率の変化を示す。ここで，全ての OP62 溶損痕画像に対して，推定値が設定した閾値内に収まった場合を正答と定義した。その結果，閾値を電気量±2.0 C，電流値±0.15 kA とした場合，正答率は電気量 82.1%，電流値 83.7%であり，比較的厳しい閾値条件下で高い正答率を示した。

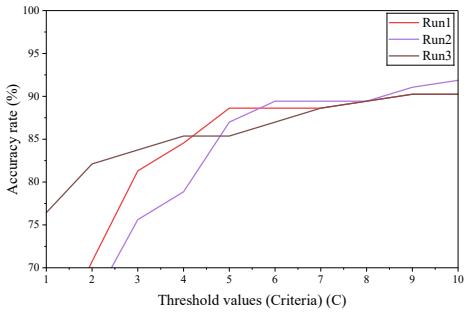


図３　閾値に対する推定した直流アーク放電の
電気量の正答率の変化

Figure 3. Effect of threshold on accuracy of d.c. arc discharge electric charge estimation

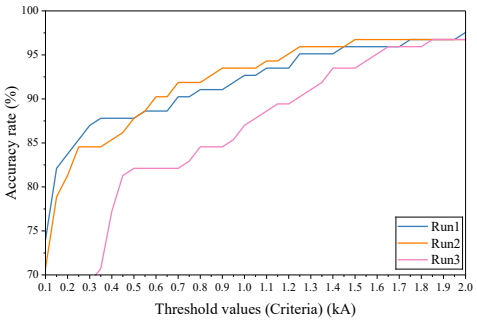


図４　閾値に対する推定した直流アーク放電の
電流値の正答率の変化

Figure 4. Effect of threshold on accuracy of d.c. arc discharge current estimation

4. まとめ

直流アーク試験により OP62 溶損痕画像の教師データを作成し，CNN 解析を適用した。その結果，OP62 溶損痕画像から直流アーク放電の電気量および電流値を推定することに成功した。本研究の結果は，実フィールドで確認される雷撃溶損痕画像に対して，直接測定が困難な雷撃の電気量および電流値の推定が可能であることを示唆する。今後は，正答率の向上および適用線種の拡大に取り組む。

文　献

(1) M. Iwata *et al.*: Proc. 34th Int. Conf. on Lightning Protection (2018)

(2)神足将司，他：令 7 電気学会電力・エネルギー部門大会, No. 263 (2025)

(3)岩田幹正，他：電力中央研究所報告書，H11003 (2011)

(4) A. Paszke *et al.*: Proc. 33rd Adv. Neural Inf. Process. Syst. (2019

(5) G. Jocher *et al.*: YOLO by Ultralytics (Version 8.0.0) [Computer software]. https://github.com/ultralytics/ultralytics (2023)

(6)小笠原明彦，他：品質工学, 29. 39~51 (2021)

©2026 IEE Japan

国内外の送電線における鳥類衝突の現状と課題

白井　正樹*，松島　宏樹，麻生　照雄，垂石　早紀，小林　聡（電力中央研究所）

Current Status and Challenges of Bird Collisions on Transmission Lines in Japan and Overseas

Masaki Shirai, Hiroki Matsushima, Teruo Aso, Saki Taruishi, Soh Kobayashi
(Central Research Institute of Electric Power Industry)

１．はじめに

送電線では様々な環境への影響が国際的に議論されているが，その中の一つとして鳥類衝突への懸念がある。ワシ・タカといった猛禽類や水鳥などが送電線，特に径が細く視覚的に認識しづらい架空地線へ衝突することが世界的に報告されている[1]。欧州や米国ではそれぞれ年間数千万羽が死亡しているとの推定も存在し，送電事業者は様々な対策に取り組んでいる。日本国内においても，希少種の分布や生息数の拡大が報告されていることから[2][3]，送電線への鳥類衝突リスクが高まりつつあると考えられる。当所では，国内外の送電線への鳥類衝突の実態と対策について情報を収集し課題抽出を進めており，今回その途中経過を報告する。

２．海外事例

＜2・1＞衝突実態　　欧州や米国などでは送電線下において鳥類の死骸調査が実施され，その結果に基づき国レベルの衝突数が算出されている。例えば，米国では年間 800 万～5,700 万羽の鳥類が衝突死していると推定されている[4]。スペインでは，72.5 km に及ぶ送配電線 35 箇所における調査により 45 種の鳥類の死骸が確認され，最終的に 1 ヶ月・1 km あたり 8.2 件という衝突数が得られている[5]。

衝突しやすい鳥類としては，カモ科，タカ科，コウノトリ科，ツル科などのグループが挙げられていた。

＜2・2＞鳥類衝突防止策　　最も広く用いられている鳥類衝突防止策は，Bird flight diverter（BFD）と呼ばれるマーカー（目印）を使用する手法である[6]。主な BFD は，吊り下げ型であるフラップタイプと固定型のスパイラルタイプに大別される（図 1）。通常，十分に大きな BFD（長さ 20cm 以上を推奨）が少なくとも 5～10m 間隔で架空地線上や導体上に設置される（図 2）。



図 1 Bird flight diverter（BFD）の例
Fig.1. Examples of bird flight diverter (BFD)

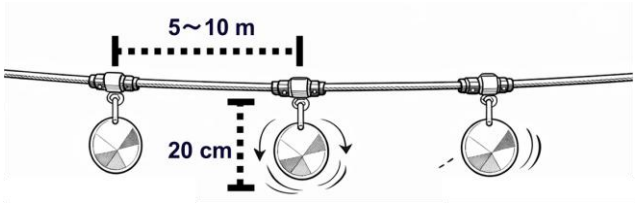


図 2 Bird flight diverter 設置の模式図
Fig.2. A schematic image of bird flight diverter installation

そのほか，事例数は少ないものの，送電線への鳥類衝突リスクを低減するために架空地線の撤去や鉄塔設計の変更などが鳥類衝突防止策として確認された[7][8]。

３．国内事例

日本国内において送電線での大規模な鳥類衝突は確認されていないが，局所的にはオオハクチョウやマガン，コウノトリ，タンチョウなどで衝突が懸念されていた[9][10][11][12]。また，これらの衝突リスクへの対応として，地域ごとに鳥類が送配電線を認識できるように難着雪リングに標識を取り付けたり難着雪リングに色付けをしたりする取り組みが確認された[13]。これらは海外事例では見当たらず，日本独自の BFD と言える。

４．鳥類衝突防止策に関わる課題

＜4・1＞国内の BFD の効果　　BFD について，海外ではサイズが大きなマーカーを間隔を空けて配置する一方，日本国内では比較的サイズの小さなマーカー（難着雪リングなど）を密に設置していた。このことから，海外では BFD の形・サイズで，日本では BFD の色でそれぞれ送電線の視認性を向上させていると言える。

海外製の BFD は，導入することで鳥類の衝突数を 40～70%減少させることが確認されているが[14]，国内の BFD はどの程度効果が見込まれるか定量的には評価されていない。使用する色や対象となる鳥類によっても効果が異なる可能性があり，今後検討すべき主要な課題と考えられる。

＜4・2＞着氷雪・風荷重の影響　　1 個あたり数 100 g 程の大型の海外製 BFD のように架空送電線に何らかのデバイスを取り付けると，その重量または負荷が増加する。さらに着氷雪や風荷重が加わると導体および支持構造物に追加荷

©2026 IEE Japan

重を生じさせることが予想される。米国では、NESC（National Electrical Safety Code：米国電気安全規程）の中で、送電線の BFD を導入する前には，導体および支持構造物に対する NESC の着氷雪・風荷重および安全基準を確認する必要性を定めている。このことから，日本で海外製の BFD を導入する場合，日本国内における着氷雪・風荷重による影響を考慮する必要があると考えられる。

＜4・3＞耐久性・脱落リスク　　海外で BFD を導入する際には，鳥類への効果のほか，コスト，耐久性，設置の容易さ，景観影響などが総合的に考慮されていた。一般的に，フラップタイプの BFD ほうがスパイラルタイプより鳥類への効果は高いと言われているが(14)，可動部があるフラップタイプでは特に強風地域において破損や落下のリスクが報告されている(15)。BFD の導入コストは一般的に高いことから（例：南アフリカ，1 km あたり 1,100～2,600 米ドル；スペイン，6,000 ユーロ），経済的な面でも BFD の耐久性を把握することは重要となる。また，一部のフラップタイプの BFD では送電線に素線切れや摩耗損傷を引き起こす可能性も指摘されている(16)。以上のように、海外製の BFD は，耐久性や設備との相互作用などに課題があると考えられた。

５．課題解決に向けた取り組み

＜5・1＞色に対する鳥類の視認性の解明　　日本の小型 BFD の使用を想定し，どの色が鳥類の視認性向上においてより効果が高いかを明らかにするため，当所赤城試験センターにて飼育鳥類を用いた試験を開始した。飼育鳥類としては，送電設備を高頻度に利用するハシブトガラス・ハシボソガラスのほか，猛禽類としてトビを対象とした（図 3）。送電線を模した異なる色のパイプへの飛来状況をケージ内で観察することで，視認性の高い色の抽出を進めている。



図 3 飼育中のトビの様子
Fig.3. A black kite in captivity

＜5・2＞着氷雪・風荷重の影響ならびに耐久性の検討　　海外製の BFD を使用した際の着氷雪の状況を把握するために，当所釧路試験線内で屋外曝露試験を実施している。複数の海外製 BFD を電線サンプラに取り付け，冬季を通じて観測することで降雪時の BFD の状態を記録している。2024 年 11 月から 2025 年 5 月にかけて実施した観測では，降雪量は多くなかったものの，フラップタイプの BFD に着雪する様子が確認された（図 4）。また，風荷重の評価は当所我孫子地区の風洞設備で，耐久性の評価は赤城試験センターの屋外曝露試験設備でそれぞれ検討を進めており，日本の送電設備や立地環境に適した BFD を明らかにする予定である。



図 4 降雪時の bird flight diverter の様子
Fig.4. A bird flight diverter during snowfall

文　献

(1) K Bevanger: Ibis, 136. 412～425 (1994)

(2) 江崎保男・大迫義人：日本鳥学会誌，68．183～192（2019）

(3) 植田睦之・遠藤孝一・高橋誠・内田博・平井克亥・今森達也・天野弘朗：Bird Research，18．A99～A107（2022）

(4) SR Loss, T Will, PP Marra: PLOS One, 9. e101565 (2014)

(5) R Barrientos, C Ponce, C Palacín, CA Martín, B Martín, JC Alonso: PLOS One, 7. e32569 (2012)

(6) MK Sporer, JF Dwyer, BD Gerber, RE Harness, AK Pandey: Wildl. Soc. Bull., 37. 796～804 (2013)

(7) K Bevanger, H. Brøseth: Biol. Conserv., 99. 341～346 (2001)

(8) Avian Power Line Interaction Committee [APLIC]: Edison Electric Institute and Avian Power Line Interaction Committee, Washington, D.C., USA (2012)

(9) 柳川久：Strix，12．161～169（1993）

(10) 嶋田哲郎：伊豆沼・内沼研究報告，14．1～14（2020）

(11) K Murata: JSZWM, 2. 117～122 (1997)

(12) 正富宏之・正富欣之：保全生態学研究，14．223～242（2009）

(13) 電気事業連合会（2010）

(14) M. Ferrer, V. Morandini, R. Baumbusch, R. Muriel, M. De Lucas, C. Calabuig : Glob. Ecol. Conserv., 23. e01130 (2020)

(15) B. Dashnyam, T. Purevsuren, S. Amarsaikhan, D. Bataa, B. Buuveibaatar, G. Dutson: Mong. J. Biol. Sci., 14. 1～2 (2016)

(16) Eskom Transmission: Johannesburg, South Africa (2009)

©2026 IEE Japan

LED インジケータによる高電圧充電部の視認化 －コロナ放電部の電界シミュレーション解析－

下山 裕也*，池田　伊吹，髙野　和真，大観 光徳（鳥取大学）

Visualization of High-voltage Charging Parts by LED Indicator
-Electric Field Simulation at Corona Discharge Electrodes-

Yuya Shimoyama*, Ibuki Ikeda, Kazuma Takano, Koutoku Ohmi (Tottori University)

１．研究背景

我々は電力施設における充電部と非充電部を非接触で確認する手法として、高電圧充電部からのコロナ放電を利用した LED 素子からの発光を提唱してきた[1]。本研究では放電箇所を増やすことで LED 発光量の増加を試みた。さらに、その効果を電界シミュレーションにより検証した。

２．実験方法ならびに実験結果

Figure 1 の挿入図に実験の概略を示す。7×7 cm の小型電極と、30×30 cm のグランド電極を 5 cm の間隔で平行に向かい合わせ、小電極に緑色 LED の片方の電極を取り付け、もう片方に太さ 0.55mm のリード線２本を取り付け、空中に放置した。この２本のリード線の先端からコロナ放電を発生させることで LED を通って電流が流れ、LED を発光させることが可能となる。この状態で小型電極とグラント電極間に周波数 60Hz、14 kV の交流電圧を加えた。するとアーク放電が生ずることなくコロナ放電電流のみで Fig.1 内に示すように安定に LED が発光する。2 本のリード線の間隔を変化させ、LED の正面から輝度を測定した結果を Fig.1 に示す。なお間隔が零の輝度は 1 本のリード線の場合の輝度である。線間が 1 cm 未満は輝度は変化せず、1 cm 以上で増加し、2 cm 以上で増加が緩やかになる。

電界シミュレーション上にて Fig. 1 の実験系のモデルを作製し、電界計算を行った。計算には境界要素法による 3 次元静電場解析ソフト（VOLTBM８（㈱フォトン））を用いた。Fig. 2 に、一例としてリード線間隔を 1.5 cm とした場合の電界分布（左側）と電位分布（右側）の計算結果を示す。2 本のリード線それぞれの先端が最も電界が高いことが確認できる。シミュレーションにより算出したリード線先端の電界強度の線間距離依存性を Fig. 3 に示す。線間隔の増加に伴い電界強度が増加し、1.5 cm でほぼ飽和し、2 cm 以上では減少に向かう。Figure 1 の輝度測定結果と比較すると、1.5～2 cm で輝度が飽和傾向となる点では良く対応していると言える。2 cm 以上で両者が異なる理由は、シミュレーションでは２つの電極間のみを対象としているのに対し、実際は測定台や実験室の天井・壁などもゼロ電位となっているためと推察される。

参考文献

[1] 池田他、令和７年電気学会全国大会、301-A3、2-057(2025).

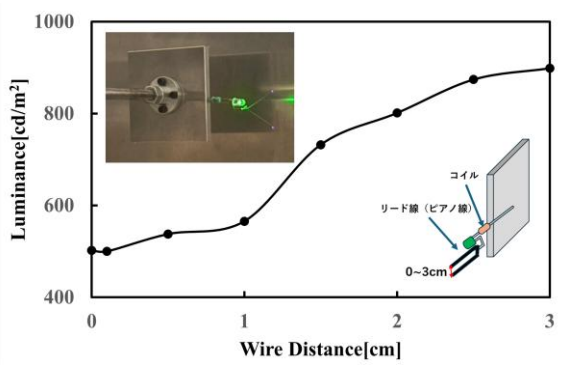


Fig. 1　Luminance – wire distance characteristics.

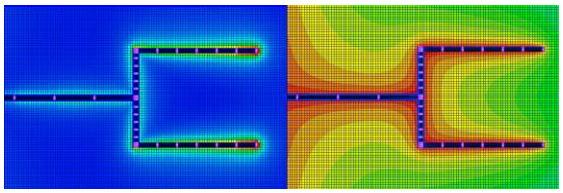


Fig. 2　Simulated distribution of electric field (left) and potential (right).

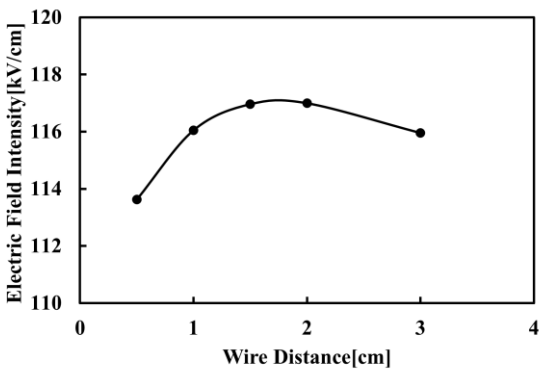


Fig. 3　Simulated electric field intensity－wire distance characteristics.

©2026 IEE Japan

分散型無機 EL 素子による高電圧充電部の視認化 ―コロナ放電箇所の増加による輝度向上の検討―

髙野 和真*，池田 伊吹，下山 裕也，大観 光徳（鳥取大学）

Visualization of High-voltage Charging Parts by Dispersive Inorganic Electroluminescent Devices -Improvement in Luminescence by Increasing Number of Corona Discharge Points -

Kazuma Takano*, Ibuki Ikeda, Yuya Shimoyama, Koutoku Ohmi (Tottori University)

１．研究背景・目的

これまで我々は高電圧充電部で発生するコロナ放電を利用し発光する分散型無機 EL 素子および LED 素子を感電リスクのある箇所に設置することで、電圧充電部の視認化を検討してきた[1]。本研究では、主に EL 素子の輝度不足による視認性の低さを課題とし、放電箇所を増やすことにより EL 輝度の向上を検討した。

２．実験方法ならびに実験結果

7 cm 角の小型電極と 30 cm 角のグランド電極を 5 cm の間隔で平行に向かい合わせた。小型電極に EL 素子の片方の電極を取り付け、もう片方の先端に直径 0.55 mm長さ 20 cm のリード線を１本グランド電極と平行に伸ばし空中に浮かせた。電極間に 60 Hz の交流電圧を加えた。リード線の先端からコロナ放電が発生し、EL 素子を通って電流が流れ発光が生じる。その際、アーク放電は生じていない。

これまで１本のリード線からの放電により発光させていたが、本研究では放電電流を増加させる目的で複数本に変更した。リード線の間隔および本数を変えて発光特性を調べた。

Figure 1 に、実験の概略図（右側）と EL 素子および LED の発光イメージ図（左側）を示す。Figure 2 にリード線の本数を 2 本とし、その間隔を 0～3 cmと変化させた際の輝度測定結果を示す。測定は 11.4, 12.7, 14.0 kV の充電電圧で行った。なお間隔 0 cmはリード線 1 本の輝度値である。図より 0.5 cm未満では輝度の変化はないが、0.5 cm以上のリード線間隔では、間隔が広いほど発光輝度が高くなる傾向が確認される。

以上の結果を踏まえ、リード線間隔を 2 cmに固定し、リード線の本数を 1～10 本と変化させた。Figure 3 に示すとおり、本数の増加に伴い、発光輝度の増加が確認される。リード線が 10 本のときに最大輝度 30 cd/m^2 が得られており、室内照明下においても十分に視認可能な輝度を達成した。

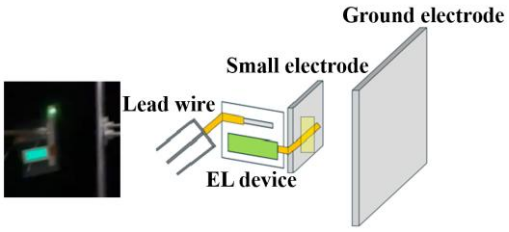


Fig. 1 Experimental setup (right side) and EL emission image (left side).

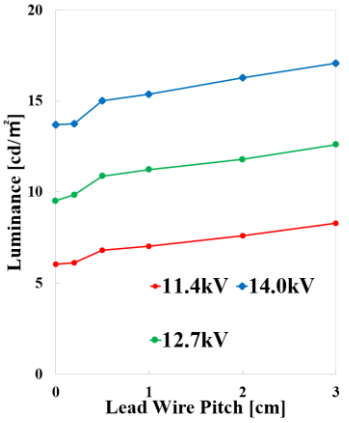


Fig. 2 Dependence of luminance on lead wire pitch.

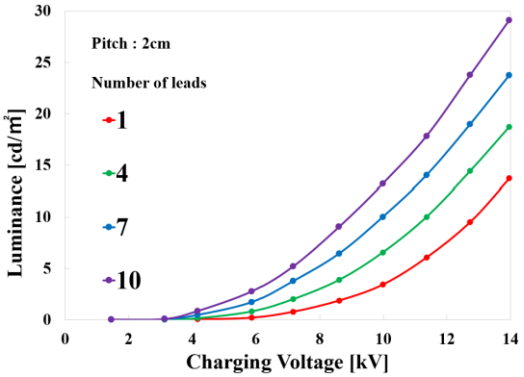


Fig. 3 Luminance – charging voltage characteristics.

参考文献

[1]永井 他, 信学技報, vol.124, EID2024-3, pp.9-12, 2025.

©2026 IEE Japan

音響法による放電位置標定方法の検討

伊佐治　宏子*，岩田　章，伊藤　保則(中部電力パワーグリッド)，
穂積　直裕(穂積計測研究所/名古屋産業科学研究所)

Study on Partial Discharge Location Detection Using Acoustic Analysis

Hiroko Isaji, Akira Iwata, Yasunori Ito (Chubu Electric Power Grid Co., Inc.),
Naohiro Hozumi (Hozumi Measurement Lab. / Nagoya Industrial Science Research Institute)

１．まえがき

特別高圧や高圧の受変電設備は，数多く使用されているが，電気保安を担う人材不足や設備の高経年化などの課題を抱えている。このような状況の中，保安水準の維持向上を図るため，IoT や AI に代表される新技術を活用したスマート保安の推進が求められている。受変電設備の絶縁不良を診断する方法として部分放電測定がある。本稿では受変電設備の気中放電を対象として放電位置の標定方法を検討した。

２．気中放電位置標定方法

電力設備の絶縁不良が生じると，局所的な電気的破壊である部分放電が断続的に発生する。放電に伴い電磁波や接地線電流が観測されるため放電の検出にはさまざまな手法が存在する。放電位置標定には，放電によって観測される電気信号（電磁波）を複数のセンサで受信した時の伝搬時間差から推定する方法が考えられる。しかし，電気信号の伝搬速度は速い（電磁波の場合 300m/μs 程度）ため放電の位置標定は容易ではない。一方，放電によって発生する音響信号の場合，伝搬速度は 320m/s 程度と比較的遅いため放電位置を標定できる可能性があるものの，音響信号の受信感度は電気信号の受電感度と比較して非常に低く，ノイズによる妨害を受けることが多い。

音響センサで取得される信号の継続時間はミリ秒に及ぶのに対し，放電自体の継続時間はナノ秒オーダーと極めて短い。このため，放電音源はインパルスとみなすことができ，音響信号は放電源から検出までのインパルス応答を示している。放電の大きさは放電ごとに変動するため，音響信号の大きさ（振幅）も変動する。しかし，インパルス応答は一定であるため，各音響信号の波形形状は同一である。したがって音響信号の加算平均波形の強度は強度平均に収束する。一方，ガウスノイズを仮定すると，ノイズの加算平均波形の強度は平均回数の平方根に逆比例してゼロに収束する。このため，音響信号の加算平均をとることでノイズを低減した信号を取得できる。これを利用し，放電時の電気信号をトリガとして複数の音響センサで取得した音響信号の伝搬時間差から放電点の正確な位置標定を行うことができる。

３．検証

この方法を用いて検証用受変電設備で，球－平板電極により発生させた模擬放電を測定した。測定は図 1 に示す構成で，電気信号測定用アンテナセンサ（トリガ用）と，二つの音響センサ（中心周波数:40 kHz, センサ間距離:40mm）を用いて行った。音響センサの中心点を，放電箇所の正面より 230mm にずらした測定結果を図 2 および図 3 に示す。加算平均波形では元波形（代表波形）に比べてノイズの影響を低減できており，相互相関解析による音響信号の伝搬時間差の正確な取得により，放電位置標定の精度向上の可能性を見いだせた。

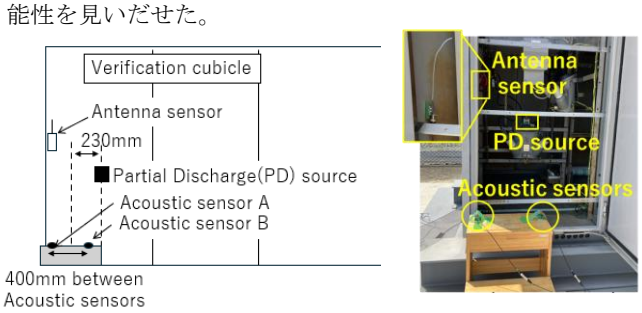


図 1 測定構成

fig.1. Measurement configuration

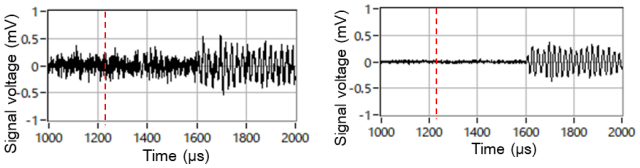


図 2 音響センサ A の信号（左：元波形 右：加算平均波形）

fig.2. Waveform of acoustic sensor A

(Left: Original waveform, Right: Arithmetic mean waveform)

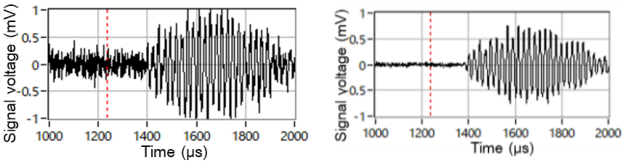


図 3 音響センサ B の信号（左：元波形 右：加算平均波形）

fig.3. Waveform of acoustic sensor B

(Left: Original waveform, Right: Arithmetic mean waveform)

©2026 IEE Japan

RGB-D カメラを用いた Visual SLAM における特徴点抽出パラメータの影響評価

佐藤　香月*，吉岡　崇，漆原　史朗（香川高等専門学校）

Influence Evaluation of Feature Extraction Parameters in RGB-D Camera based Visual SLAM

Kazuki Sato, Takashi Yoshioka, Shiro Urushihara
(National Institute of Technology, Kagawa College)

１．はじめに

近年，人が立ち入ることが難しい場所の点検等の用途において，自律走行ロボットの実装が求められている。これらのシステムが動作するためには，周囲の環境の認識と自己位置の推定を同時に行う技術が必要不可欠である。そのような技術として，Simultaneous Localization and Mapping(SLAM)が広く研究されている。SLAM は使用するセンサに応じて様々な手法が提案されており，LiDAR センサを用いた LiDAR SLAM やカメラを用いた Visual SLAM 等がある。本研究では Visual SLAM の代表的なライブラリである ORB_SLAM3[1]に焦点を当て，RGB-D カメラを用いたモードでの内部設定パラメータの値を変更した際の影響について検討することを目的とする。

２．ORB_SLAM3 とは

本研究では，自己位置推定手法としてオープンソースライブラリである ORB_SLAM3 を使用した。ORB_SLAM3 とは，単眼，ステレオ，RGB-D カメラ等を用いて Visual SLAM を行うことができるライブラリである。設定ファイル中には，マップに使用する特徴点の最大数である n_features(特徴点数)，初期特徴点認識における閾値である ini_th_fast(特徴点閾値)等がある。

３．システム構成

図 1 に今回使用した Single Board Computer (SBC)と車体の写真を示す。また，図 2 に将来的な自律走行ロボットにおけるシステム構成図を示す。SBC 上で ROS2 が動作しており，車体のモータ制御等は ESP32 が担当している。モータ速度制御はエンコーダからの情報を基にフィードバック制御を行う。そして，カメラや IMU からの情報を基に，マッピングと自己位置推定の SLAM 動作を行う。

４．実験結果

〈4・1〉実験条件　　本稿における検証内容を下記に示す。

- 特徴点数の値を 500 から 2500 の間で変化させた時のマップ点数と CPU 負荷率
- コントラストが高い環境下で特徴点閾値の値を 5 から 25 の間で変化させた時のマップ点数と CPU 負荷率
- コントラストが低い環境下で特徴点閾値の値を 5 から 25 の間で変化させた時のマップ点数と CPU 負荷率

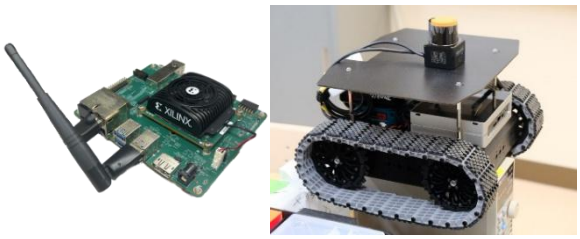


図 1　SBC と車体の外観

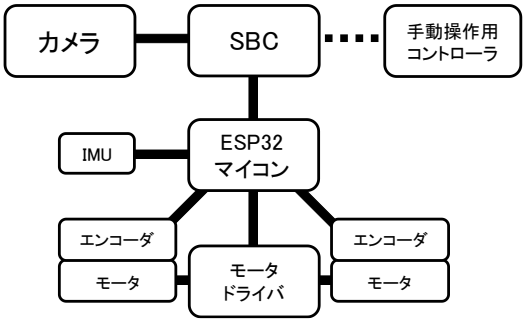


図 2　自律走行ロボットのシステム構成

〈4・2〉特徴点数　　図 3 に、ORB_SLAM3 を動作させる際のパラメータである特徴点数を 500 から 2500 の間で変化させたときの，実行ログに表示されるマップ点数と htop コマンドで表示させた CPU 負荷率のグラフを示す。この時，後述する特徴点閾値の値は 20 に固定している。図 3 から，パラメータの値に比例して実際にマップ点数も増加しており，それに応じて CPU 負荷率も増加していることが確認できる。

また，図 6，図 7 はそれぞれ特徴点数の値を 500，2500 にした時の特徴点認識を表示させた画面である。パラメータの値が大きいとき特徴点認識の数が多くなっていることを確認できる。

〈4・3〉特徴点閾値　　図 4，図 5 に，ORB_SLAM3 を動作させる際のパラメータである特徴点閾値を 5 から 25 の間で変化させた時の，実行ログに表示されるマップ点数と htop コマンドで表示させた CPU 負荷率のグラフを示す。図 4 はコントラストが高い環境の場合，図 5 はコントラストが低い環境の場合の結果である。この時，特徴点数の値は 1000 に固定している。図 4 から，コントラストが高い環境ではパラメータの値を変えてもマップ点や CPU 負荷には影響が少ないことが確認できる。図 5 から，コントラストが低い環境ではパラメータの値を上げたときに，マップ点や CPU 負

©2026 IEE Japan

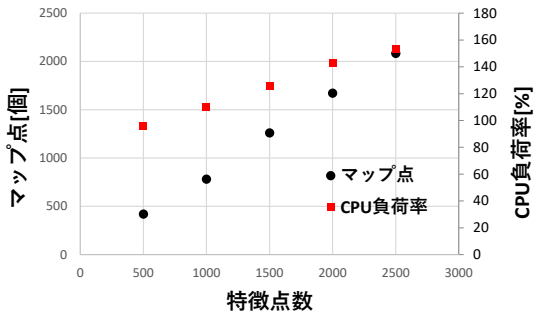


図 3　特徴点数に対するマップ点と CPU 負荷率の推移

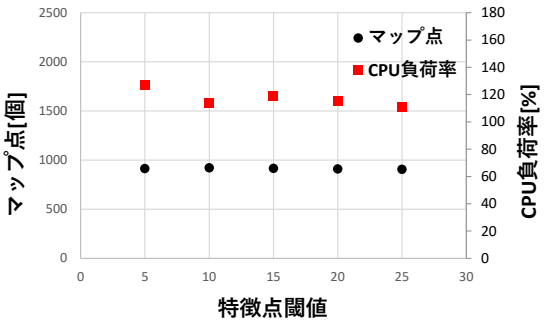


図 4　特徴点閾値に対するマップ点と CPU 負荷率の推移
(コントラストが高い環境)

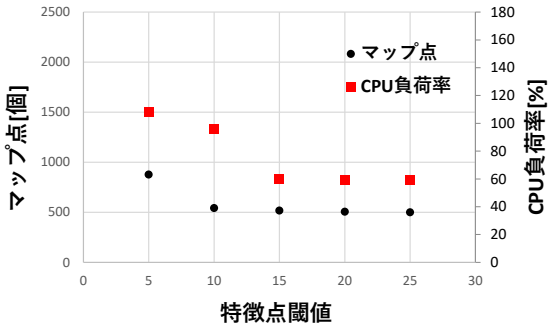


図 5　特徴点閾値に対するマップ点と CPU 負荷率の推移
(コントラストが低い環境)

荷率が大きく低下していることが確認できる。これは，認識できる特徴点が少なくなった結果，マップ作成を十分に行うことができず，姿勢推定等の動作が行えていないため CPU 負荷率が低下している。

また，図 8，図 9 はそれぞれ特徴点閾値の値を 5，25 にし，特徴の少ない環境を写した時の特徴点認識を表示させた画面である。パラメータの値が大きいとき特徴点認識の数が減少していることを確認できる。

５．まとめ

本研究では、ORB_SLAM3 ライブラリと RGB-D カメラを用いた Visual SLAM 動作におけるパラメータの影響を確認した。コントラストが高い環境では閾値の影響は少ないが，特徴点数の影響は大きくなる。対して，コントラストが低い環境では閾値の影響が大きく，画像上の特徴の数の少なさ



図 6　ORB_SLAM3 における特徴点認識(特徴点数 500)

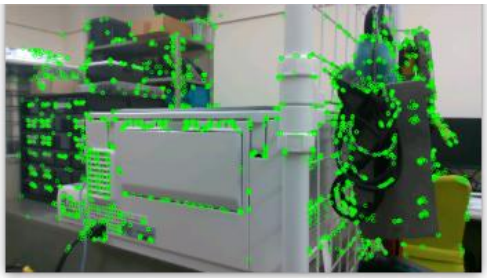


図 7　ORB_SLAM3 における特徴点認識(特徴点数 2500)

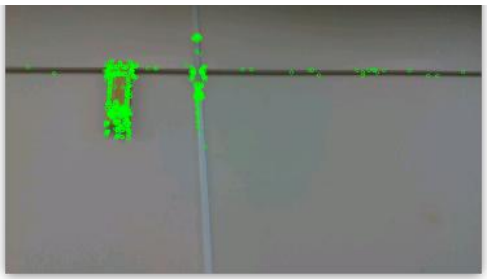


図 8　ORB_SLAM3 における特徴点認識(特徴点閾値 5)

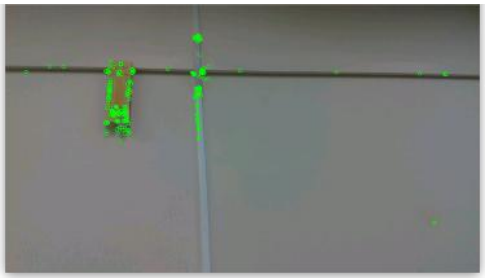


図 9　ORB_SLAM3 における特徴点認識(特徴点閾値 25)

から特徴点数の影響は少なくなる。そのため，コントラストが高い環境では特徴点数に重きを置いて調整する方が良く，コントラストが低い環境では特徴点閾値に重きを置いて調整する方が良いということが明らかになった。

文　献

[1] C. Campos, R. Elvira, J. J. Gómez, J. M. M. Montiel, and J. D. Tardós: “ORB-SLAM3: An Accurate Open-Source Library for Visual, Visual-Inertial and Multi-Map SLAM,” IEEE Trans. Robotics, vol. 37, no. 6, pp. 1874–1890, 2021.

©2026 IEE Japan

配電設備向けツル検出用 AI について

黒田　啓太*，奥　佑之（中部電力株式会社）
髙幣　玲児（株式会社ビー・ナレッジ・デザイン）

AI for Detecting Vines on Power Distribution Equipment

Keita Kuroda, Yuji Oku (Chubu Electric Power Co., Inc.)
Reiji Takashide (Bee Knowledge Design Inc.)

１．まえがき

配電設備の高圧充電部にツル植物が接触すると停電に繋がるため，一般送配電事業者では，未然防止策として「ツル巡視」を実施している。ツル巡視は，ツル植物が繁茂する夏季に業務が集中することから，人員確保が課題となっている。

そこで，ツル巡視の業務支援を目的として，カメラで撮影した映像から，配電設備に巻き付くツル植物を検出するAI（以下，ツル検出用 AI）の構築に取り組んでいるため，この内容を報告する。

２．研究概要

ツル検出用 AI を実用化するためには，人の目による確認と同等の検出性能が必要である。

ツル検出用 AI は，AI モデルとして YOLOX[(1)]（画像から直接，位置と種類を推定する高速な検出 AI モデル）を採用し，ツル巡視で撮影した写真を用いて機械学習させた。また，配電設備に巻き付くツル植物を一括りに検出対象とした「単一クラスモデル」と，配電設備の高圧充電部への接近状態から検出対象を複数に分類した「多クラス分類モデル」の 2 つの物体検出モデルを構築し，それぞれの性能評価を行った。

性能評価指標は，物体検出モデル評価の国際基準である COCO 公式評価指標[(2)-(4)]に準じ，誤検出の少なさを示す AP（Average Precision），見逃しの少なさを示す AR（Average Recall）を採用，また，実用化に求められる COCO ベンチマーク[(5)]の基準値（AP：0.30，AR：0.51）を目標水準とした。なお，単一クラスモデルは一括りに「あるクラスに属するか否か」を判定するのに対し，多クラス分類モデルは「どのクラスに属するか」を判定するものであり，タスクが異なるため両者の直接比較は行わない。

３．ツル検出用 AI の性能評価結果

＜3・1＞単一クラスモデル　　単一クラスモデルの評価結果は，表 1 に示すとおり基準値を下回った。

表 1　単一クラスモデル性能評価結果

Table 1.　Accuracy Evaluation Results of a Single-Class Model

モデル	AP (基準値 0.30)	AR (基準値 0.51)
単一クラスモデル	0.15	0.34

＜3・2＞多クラス分類モデル　　表 2 に示すとおり検出対象をクラス①～③に分類した。評価結果は，表 3 に示すとおり全クラスで基準値を下回った。

表 2　配電設備の高圧充電部への接近状態によるクラス分類

Table 2.　Classifying by Proximity to High-Voltage Parts in Distribution Equipment

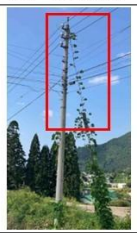
検出クラス（接近状態）	クラス① 離隔が十分ある	クラス② 接近・接触している	クラス③ 覆い尽くしている
写真例			

表 3　多クラス分類モデル性能評価結果

Table 3.　Accuracy Evaluation Results of a Multi-Class Classification Model

検出クラス	AP (基準値 0.30)	AR (基準値 0.51)
クラス①　離隔が十分ある	0.09	0.26
クラス②　接近・接触している	0.24	0.46
クラス③　覆い尽くしている	0.14	0.40

４．おわりに

今回，ツル検出用 AI の単一クラスモデルと，多クラス分類モデルについて性能評価したが，いずれも誤検出（AP），見逃し（AR）の基準値を満たせなかった。これは，画像全体としても，また部分的にも，ツル植物が周囲環境と同化した部分を検出対象として判定できなかったためと推測する。

今後は，ツル検出用 AI の機械学習において，ツル植物の認識方法の工夫（全体画像のみでなくツル植物の拡大図を使用）や，画像数の増加などを通して，性能低下の原因を探求・対策し，実用化に向けた性能改善をはかっていく。

文　献

(1) YOLOX：https://github.com/Megvii-BaseDetection/YOLOX
(2) Rafael Padilla ほか，「物体検出評価指標の比較分析とオープンソースツールの提案」，Electronics, Vol.10, No.3, 279, 2021.
(3) COCO Dataset 公式サイト，https://cocodataset.org
(4) Tsung-Yi Lin ほか，「Microsoft COCO: Common Objects in Context」Proc. ECCV, pp.740–755, 2014.
(5) Michael Gruner，「Mean Average Precision & Other Object Detection Metrics」，Ridgerun.ai Blog，2024 年

©2026 IEE Japan

画像データを活用した配電設備点検業務高度化への取り組み（その２）—生成 AI を活用した設備判定技術—

荘司　卓也*，長嶋　友宏（東北電力ネットワーク）

Efforts of Upgrading Inspection Works Using Image Data for Electric Power Distribution Equipment (Part 2): AI-Powered Equipment Assessment Technology

Takuya Shoji and Tomohiro Nagashima (Tohoku Electric Power Network Co., Inc.)

１．はじめに

配電設備の巡視・点検では，異常箇所や劣化状況の確認を作業員の目視に依存しているため，経験差による判定ばらつきや見落としの可能性がある。また，膨大な設備数に対して生産年齢人口が減少しており，技術継承や省力化が課題となっている。

一方，近年では，画像認識技術や AI の進展により，画像データを活用した自動判定への期待が高まっている。筆者らはこれまで，画像データを活用した異常箇所検出および劣化判定技術を検討してきた [(1)]。本稿では，その高度化に向け，生成 AI を活用した学習データ拡張と劣化判定の数値化について検討した結果を報告する。

２．生成 AI を活用した設備判定技術の検討

画像データを活用した設備判定では，まず撮影した画像から対象となる設備を検出・認識した後，設備状態に基づいて劣化度合や異常の有無を評価する。精度の向上には多様な学習データが必要となるが，実設備では重度な劣化に至る前に取替されるケースが多く，劣化画像の収集に制約がある。そこで本稿では，生成 AI を活用した学習データ拡張と劣化判定の数値化を検討した。その概要を Fig.1 に示す。なお，対象設備は錆劣化が主要因となる柱上変圧器とした。

＜２・１＞ 生成画像による学習データ拡張　生成 AI に対し，柱上変圧器の装柱状態や撮影条件を指定したプロンプトを与え，多様な設備画像を生成した。学習データは，撮影画像のみ，生成画像のみ，両者を混在させた場合の 3 種類を作成し，物体検出モデルの学習効果を比較した。

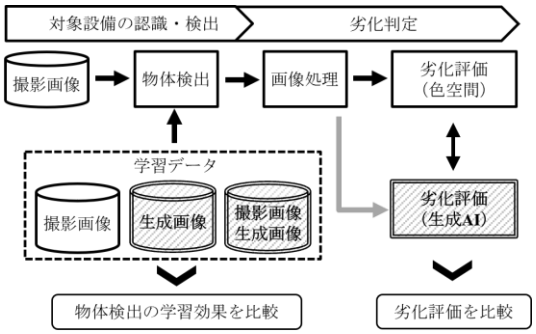


図１　生成 AI を活用した設備判定技術の検討フロー
Fig.1. Flowchart for studying AI-powered equipment assessment technology.

検証の結果，総合的な検出精度・検出率は撮影画像モデルが最も高く，次いで混在モデル，生成画像モデルの順となった。生成画像では，学習枚数の増加に伴い検出精度・検出率は向上したものの，撮影画像の水準には達しなかった。一方，撮影画像モデルに対し，誤判定した画像を基に生成 AI でプロンプトを作成し，生成画像を再学習させた場合，撮影画像のみでは網羅しにくい多角的な構成パターンを学習でき，撮影画像モデルよりも検出精度・検出率が向上することを確認した。

＜２・２＞ 生成技術を用いた劣化判定の数値化　従来の錆劣化評価では，色空間技術を用いて錆色や塗装浮きの度合から劣化判定を行ってきた [(1)]。本稿では，生成 AI に実務で用いる柱上変圧器の取替限度見本を基準としたプロンプトを与え，画像から錆レベルを数値的に評価した。

検証の結果，生成 AI は限度見本に基づく錆レベルを約 7～8 割の精度で判定でき，劣化が進行したケースでは高い一致率を示した。また，色空間技術による錆劣化評価と比較して，評価傾向は概ね一致することを確認した。

３．まとめ

本研究では，生成 AI を活用した配電設備判定技術の高度化について検討した。生成 AI は，作業員の判断を補助し，巡視・点検業務の効率化や判定品質の平準化に寄与する技術として有効である一方で，プロンプト設計や入力条件に依存するため，評価の一貫性・再現性の確保が課題である。今後，AI 技術の進展や実証・知見が蓄積されることで，設備判定技術のさらなる高度化が期待される。

文　献

(1)　久納，我妻：「画像データを活用した配電設備点検業務高度化への取組み」，令和 6 年 電気学会 全国大会，No.4-156, pp. 261-262 (2024)

©2026 IEE Japan

架空送電線点検用小型ドローンの実線路検証

岸垣　暢浩*，富木　洋一，谷口　栄，鈴木　貴雄（東京電力ホールディングス株式会社）
中野　泰宏，川村　友明，小林　岳，白石　智規(東京電力パワーグリッド株式会社)
大録　洋志，野平　幸佑(株式会社 Liberware)

In-Field Live-Line Evaluation of a Small Drone for Overhead Power Line Inspection

Nobuhiro Kishigaki, Yoichi Tomiki, Sakae Taniguchi, Takao Suzuki (Tokyo Electric Power Company Holdings, Inc.)
Yasuhiro Nakano, Tomoaki Kawamura, Takeshi Kobayashi, Tomonori Shiraishi (TEPCO Power Grid, Inc.)
Hiroshi Oroku, Kosuke Nohira (Liberware Co., Ltd.)

１．まえがき

近年様々な産業分野で活用されているドローンを電力設備点検へ適用する検討が進められている(1)。筆者らも，架空送電線の電線側方へ 7～20 m の離隔距離を維持しつつ，電線の弛度に沿って追従飛行を行いながら電線や地線を撮影する送電線点検用ドローンを開発し(2), 市街地以外の実設備の点検に適用している。

一方，市街地などの送電線の線下に建物が密集する環境では, 電線点検へのドローン適用が進んでいない。そこで，市街地の架空送電線の地線点検用に開発したドローン(3)をベースに，送電線の側方から電線・地線画像も自動撮影可能な小型の送電線点検用ドローンを開発し，実線路において飛行試験を実施したので報告する。

２．飛行および撮影方法

開発したドローン外観と電線追従飛行中の状況を Fig.1 に示す。重量はバッテリーを含めて約 1.2 kg であり，機体前方の電線・地線検知用センサにより電線・地線の位置を把握する。地線から 2 m，電線から 4 m の離隔距離を維持し，電線・地線の弛みに沿って自動飛行しながら電線・地線画像を自動撮影する。

３．飛行試験

＜3・1＞試験方法　　東京電力パワーグリッド管内の架空送電線において，電線・地線を自動追従飛行しながら電線・地線を撮影する試験を実施した。試験を実施した設備は，電圧階級 66 kV, 径間長 364 m, 電線種類 ACSR410 mm^2×1, 地線種類 OPGW60 mm^2×1 である。

試験においてドローンは地線から 2 m，電線から 4 m の離隔距離を維持し，弛度に沿って 1.0 m/s で追従飛行を行いつつ，電線・地線をカメラ画角に収めながら撮影した。

＜3・2＞試験結果　　試験場所の全景を Fig.2 に，ドローンから撮影した電線画像を Fig.3 に示す。撮影した画像は，電線の撚りまで確認可能であり，点検の実用に耐え得るものであることを確認した。

４．まとめ

市街地用に開発した小型ドローンにより，架空送電線の電線および地線に対し必要な離隔距離を確保した上で追従飛行を行いながら電線を撮影し，点検に使用可能な画像を取得できることを確認した。



Fig.1. Drone Appearance and Test Flight.



Fig. 2. Verification Location



Fig. 3. Power line image (4 m from the electric wire)

文　献

(1)電気学会技術報告 第 1592 号：最新技術による架空送電線の保守・保安の高度化，2025
(2)岸垣暢浩ほか：令和 4 年電気学会 B 部門大会，No.375
(3)谷口秦蔵ほか：令和 6 年電気学会全国大会，No.7-103

©2026 IEE Japan

電力ケーブル用保護管の軽量化に向けた開発

岩崎　魁志*，上岡　祐太，鈴木　聡（関西電力送配電株式会社）
佃　亮介，藤本　光伸（株式会社栗本鐵工所）

Development Aimed at Lightweight Protective Ducts for Power Cables

Kaishi Iwasaki, Yuta Ueoka, Satoshi Suzuki (Kansai Transmission and Distribution, Inc.)
Ryosuke Tsukuda, Mitsunobu Fujimoto (Kurimoto, Ltd.)

１．はじめに

送電鉄塔用地の確保や景観上の制約を受ける都市部および市街地等では，一般的に地中送電方式による電力供給が採用されており，その電力ケーブルの布設方法は，管路方式と洞道方式に大別される（図 1）。管路方式では，PFP 管（Polyester concrete Fiberglass reinforced Plastic pipe）が，優れた強度特性および剛性を有することから，電力ケーブルを収容する管路資材として広く用いられている。

本研究では，PFP 管における製造コストの低減および施工性のさらなる向上を目的として，PFP 管の軽量化に向けた検討および評価を行ったため，その結果を報告する。

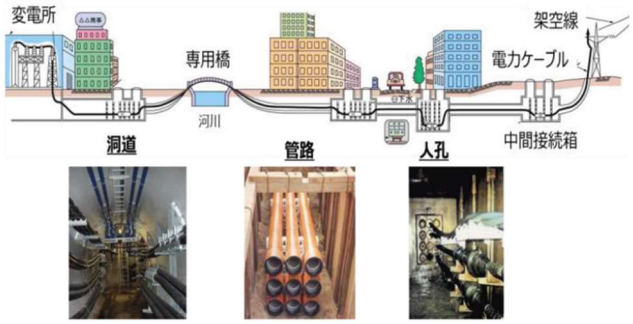


図 1　地中送電線の概要
Fig.1. Outline of the underground transmission line

２．背景と目的

PFP 管は，FRP 層の間にポリエステル樹脂モルタル層を配した複合管であり，この構造により高い強度と剛性を発現することができる（図 2）。

PFP 管の薄肉化は，材料使用量の削減による製造コストの低減と，軽量化による施工性の向上を同時に実現し得る有効な手段である。本研究で検討対象とした管は，従来の

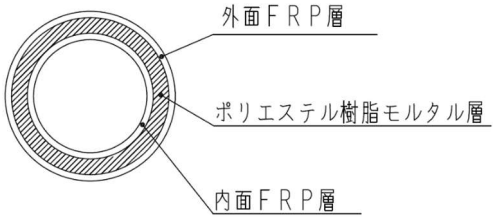


図 2　PFP 管構造図
Fig.2. PFP pipe structural diagram

φ150 における管厚 12 mm に対し，同一の製造設備で成形可能な最小厚さである 6mm まで薄肉化したものであり，強度部材であるガラス繊維量の最適化を図っている。

一方で，管厚の低減は管体の強度および剛性の低下を招くため，従来の地中埋設管に対する設計式を適用した場合，多くの土被り条件において強度照査を満足しない結果となる。これは，従来の設計式が，施工時のばらつき等により埋戻し材料が管周囲に十分に充填されていない支持条件を前提としているためである（表 1）。これに対し，本研究で採用を検討した設計式は，管周囲に埋戻し材料が十分に充填された支持条件を前提としており，薄肉化した PFP 管においても設計上十分な耐力を有することが示唆される。

そこで本研究では，実規模の埋設試験を実施し，管体のたわみおよびひずみの計測に加え，管内カメラ観察を行った。これにより，埋戻し材料の充填状況および支持状態を確認し，設計前提条件の妥当性について検証した。

表 1　土圧計算式の比較
Table 1. Comparison of earth pressure formulas

埋戻土による荷重	マーストン式 $Cd \cdot \gamma \cdot \frac{Bd^2}{n \cdot Bc}$	道路土工カルバート工指針 $\gamma \cdot H$
土圧計算条件	管路の間に土が全くない。溝内にかかる全土荷重から溝壁の上向きの摩擦力を差し引いた荷重がかかる。	管路の間に十分に埋め戻しがされている。

３．試験方法

＜3・1＞埋設試験　　3 列 4 段の 12 孔多段構成にて直線配管および崩し配管の 2 ケースを設定した。掘削幅 1.1m，土被り 4.0m，基礎材は基床から管頂+60cm までを川砂，管頂+60cm 以上は砕石とした。計測は管内カメラ，変位計（円周方向たわみ），ひずみゲージ（円周方向ひずみ）を用い，1 ヶ月間測定した。また，締固めによる管全周への基礎材料の充填性確認のため，一部の管に透明の物を用意した。

＜3・2＞長期クリープ試験　　土被り 1.5m に相当する荷重を加えた単孔モデルの試験体を埋設状態のまま維持し，た

©2026 IEE Japan

わみ・ひずみを 1 年間（8760 時間）にわたり経時測定した。

４．結果

＜4・1＞基礎材料の充填性　　管内カメラ観察により，直線・崩しのいずれも管背面まで基礎材が充填されていることを確認した。局所的に欠填が認められたが，管枕近傍であり，管に対する反力が十分に確保される位置であることから，影響は軽微であると判断した（図 3）。

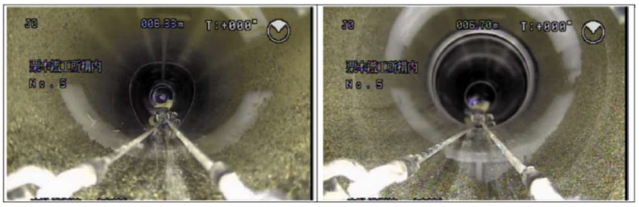


図 3　管内カメラ調査結果
Fig.3. Results of in-pipe camera inspection

＜4・2＞たわみ　　施工進行に従い，たわみは増大し，盛土完了時点でほぼ最大に到達し，測定値は支承角（90°/180°/360°）ごとの理論値と概ね整合した。透明管を上部に配置した特異箇所では局所的な過大たわみがみられたため，評価から除外した（図 4）。

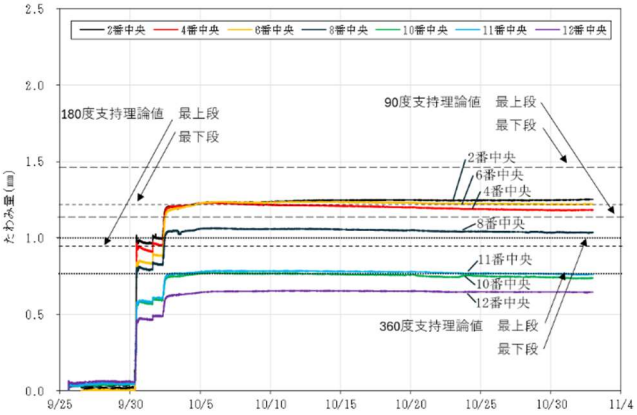


図 4　崩し路線におけるたわみ量の推移
Fig.4. Transition of deflection in the collapse route

＜4・3＞ひずみ　　円周方向ひずみは，全測定箇所でカルバート工指針に基づく計算結果の 90°支承角時の理論値（±1227με）以内であった。最下段中央の孔における 6 本の崩し区間のうち，1，3，4，6 本目の計測値を図 5 に示す。

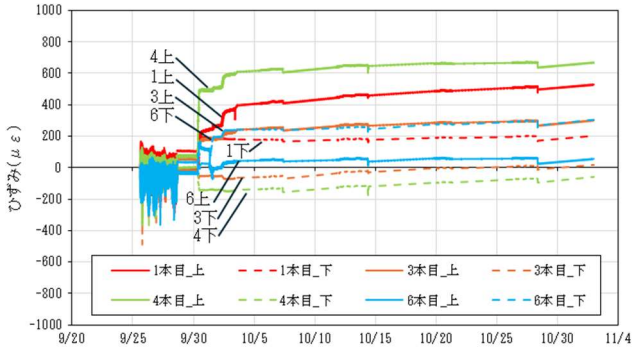


図 5　崩し路線におけるひずみの推移
Fig.5. Transition of strain in the collapse route

＜4・4＞長期安定性　　1 年間の観測で，たわみ・ひずみ共に顕著な増加は認められなかった。ひずみの最大変動幅は破壊ひずみの約 5%程度で，6,000 時間以降は低下傾向を示した（図 6）（図 7）。

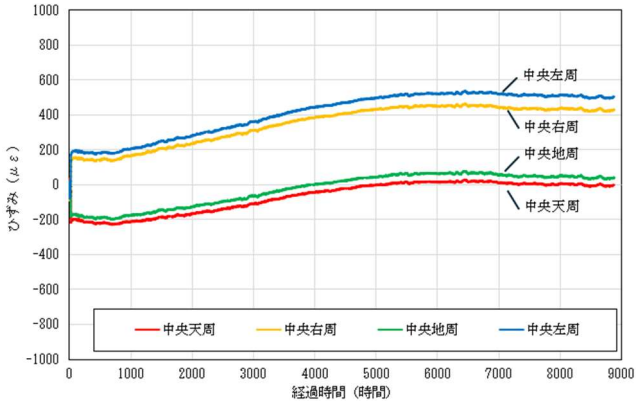


図 6　単孔モデルにおけるたわみ量の推移
Fig.6. Transition of deflection in the single-hole model

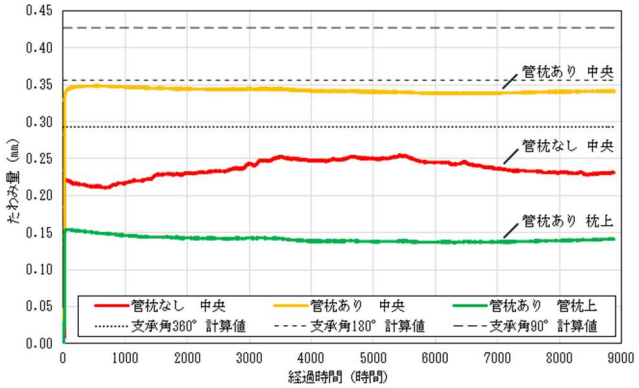


図 7　単孔モデルにおけるひずみの推移
Fig.7. Transition of strain in the single-hole model

５．まとめ

本研究で検証した薄肉化した PFP 管は標準的な埋設施工手順と基礎材充填が確保される条件下で，共同溝設計指針(1)に基づくカルバート工指針(2)の計算結果に近似の相関が得られたことから，本手法に則り管に作用する荷重を定めることで現場適用可能であることを確認した。今後は，付属品の設計や生産性向上，ならびに現場適用に向けたさらなる検討を進める。

最後に，実規模検証試験にご協力いただいた（株）岡野組さまに厚く御礼を申し上げる。

文　献

(1)日本道路協会，共同溝設計指針(1986)

(2)日本道路協会，道路土工カルバート工指針(2010)

©2026 IEE Japan

環境負荷低減型コンクリート柱の開発

佐野　征弥*，奥　佑之，櫻井　友彰（中部電力株式会社）
山本　健二郎，湊　圭太，太田　響（東海コンクリート工業株式会社）

Development of Low-Environmental-Impact Concrete Power Poles

Seiya Sano, Yuji Oku, Tomoaki Sakurai (Chubu Electric Power Co., Inc.)
Kenjiro Yamamoto, Keita Minato, Hibiki Ota (TOKAI CONCRETE INDUSTRIES CO., LTD.)

１．まえがき

2050 年のカーボンニュートラル実現に向け，中部電力グループでは発電の高効率化や送電ロスの低減に取り組んでいる。更なる進展には，施設数が多い送配電設備の用品に関する取り組みも重要であり，今回，中でも，セメント製造時の CO_2 排出量が多いコンクリート柱の環境負荷低減に着目した。コンクリート分野では，セメント置換材料の研究が広く行われているが(1)，コンクリート柱では，建築物，橋梁，道路等に使用されるコンクリートとは異なり，遠心成形による製造や，高い圧縮強度を要する特殊性から，既存の研究成果を適用することができないため，本研究で新たに検討した。

２．評価方法

＜2・1＞配合試験　　セメントの置換材料として，コンクリート分野で研究されている石炭火力発電所由来の石炭灰，製鉄所由来の高炉スラグ微粉末に加え，当社で産業廃棄物処理しているバイオマス発電所由来のバイオマス燃焼灰を選定した。これらについて，それぞれ置換率を変えて遠心成形のコンクリート供試体を作製し，JIS A 1136「遠心力締固めコンクリートの圧縮強度試験方法」に準拠した圧縮強度試験を実施した。この結果から，各置換材料で基準強度値を満足するセメントの最大置換率を評価した。

＜2・2＞曲げ試験　　＜2・1＞の結果から，セメントの置換率が最も高かった置換材料（高炉スラグ微粉末）を用い，長さ 14m のコンクリート柱を工場で試作し，JIS A 5373「プレキャストプレストレストコンクリート製品」に準拠した曲げ試験（図 1）を実施した。この結果から，コンクリート柱としての規格を満足するかを評価した。

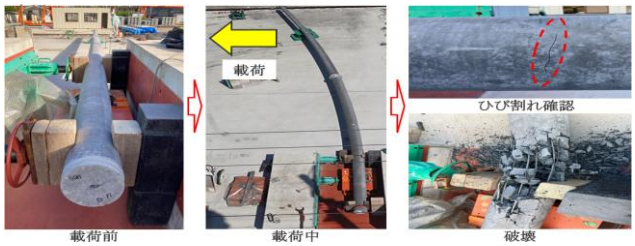


図 1　曲げ試験
Fig.1. Bending test

３．評価結果

配合試験の結果，高炉スラグ微粉末は置換率 70%と最も高かった（図 2，表 1）。この置換率で試作したコンクリート柱の曲げ試験で規格を満足した（表 2）。

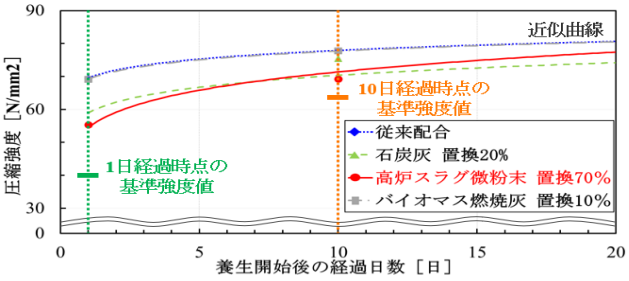


図 2　圧縮強度試験結果
Fig.2. Compressive strength test results

表 1　セメントの最大置換率
Table 1. Max replacement rate of cement

置換材料名	割合［%］	
	セメント	置換材料
（参考）従来配合	100	0
石炭灰	80	20
高炉スラグ微粉末	30	70
バイオマス燃焼灰	90	10

表 2　曲げ試験結果
Table 2. Bending test results

	試験荷重載荷時のひび割れ幅	試験荷重除荷時のひび割れ幅	安全率（破壊荷重［kN］/ 試験荷重 5.0［kN］）
規格	0.25mm 未満	0.05mm 未満	2.0 以上
結果	0.10mm	0.01mm 未満	2.5

４．まとめ

セメントの 70%を高炉スラグ微粉末で置換したコンクリート柱は，従来配合に比べ，以下の環境負荷低減効果が得られる（年間使用本数 2 万本で換算）。

・CO_2 排出量の削減　：2,613［t- CO_2/年］
・産業廃棄物の削減量：4,892［t/年］

今後は，実用化に向けて工場製造における品質の向上や製造コストの抑制を目指し，継続して検討を進める。

文　献

(1)峰竜一郎・小宮克仁・松田拓・若林信太郎：令 7 ｺﾝｸﾘｰﾄ工学年次論文集，Vol.47，No.1，p264～p269 他

©2026 IEE Japan

分散形補償リアクトル多数施設による配電系統への影響

飯島　葵，本田　秀樹*（東洋大学）

Effects of Installing a Large Number of Distributed Compensation Reactors on Distribution Lines

Aoi Iijima, Hideki Honda (Toyo University)

１．まえがき

配電系統では高低圧混触時に低圧側を保護する観点から柱上変圧器に B 種接地工事が施されている。対地静電容量が大きい電線路（ケーブルが長い線路など）では 1 線地絡電流が大きくなり，これにより算定される B 種接地抵抗値は小さくなる。岩盤エリアなど接地抵抗を容易に確保できない所では，分散形補償リアクトル（以下，分散リアクトルという）を施設することで対地静電容量を補償し，B 種接地抵抗値の緩和が期待できる。本研究では，分散リアクトルを多数接続した場合の影響について解析による検討を行ったのでその結果について報告する。なお，解析には電中研が開発した過渡解析プログラム XTAP_ver.3 を用いた。

２．分散リアクトルの構造と解析モデル

＜2・1＞構造　　分散リアクトルは図 1 に示すように千鳥配線の接地変圧器の中性点にリアクトルを接続した構造となっている。

＜2・2＞解析モデル

(a) 分散リアクトル　　接地変圧器は 1 次側/2 次側の変圧比が 1/1 の単相変圧器（1 次側換算鉄損抵抗 35.85kΩ，励磁インダクタンス 93.5H）を 3 台用いて，千鳥配線を模擬した。補償リアクトルは 4kVA 相当となる 12.63H とした。

(b) 配電線モデル　　配電線は図 2 に示すように 2 フィーダ系統とし，いずれも架空線路 Cu60mm^2×3 相×10km，ケーブル線路 0.3μF/km/相×10km とした。末端には線間 1kΩ の抵抗を挿入して負荷を模擬した。地絡箇所は，検討するケースに応じて，フィーダ A 末端（分散リアクトルの増設による 1 線地絡電流への影響把握），フィーダ B 末端（分散リアクトル増設フィーダにおける地絡リレー検出感度への影響把握）とした。

３．分散リアクトル多数施設による影響（解析結果）

＜3・1＞ 1 線地絡電流への影響　　地絡箇所をフィーダ A 末端とし，フィーダ A の分散リアクトル施設数を増加させた。分散リアクトルが 24 台以上となると，1 線地絡電流は増加に転じ，B 種接地低減には限界があることが分かった。

＜3・2＞地絡リレー検出感度への影響　　フィーダ A の分散リアクトル施設数を増加させ 14 台以上になると，地絡箇所がフィーダ B 末端であったとしても，フィーダ A 引出口では V_0 と I_0 の位相差が 100°となって地絡リレーの検出範囲（V_0 と I_0 の位相差 10°～170）となり，誤検出する可能性があることが分かった。

４．まとめ

1 線地絡電流が増加に転じることと，地絡リレーが誤検出する可能性があることは，いずれも分散リアクトル多数施設による過補償が原因と考えられる。過補償とならないよう，事前に適切な台数を把握して設置する必要があることを解析により明らかとした。

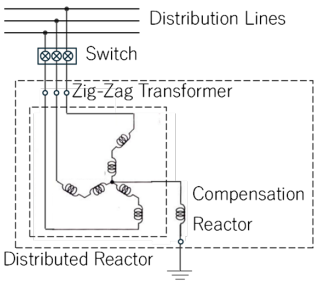


Fig.1 Structure of a Distributed Reactor

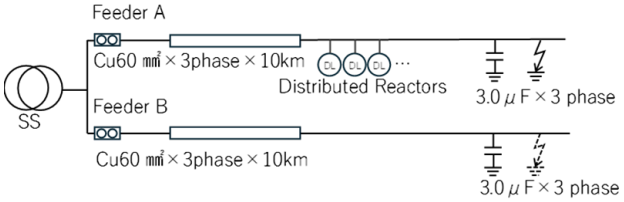


Fig.2 Distribution Lines Model

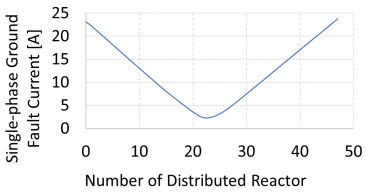


Fig.3 Effect on Suppressing Single-phase Ground Fault Current

文　献

(1)北陸電機製造㈱：分散形補償リアクトル製品パンフレット (1998)

©2026 IEE Japan

配電系統における PV 大量導入時の電圧制御手法の経済性評価

遠山　峻太郎*（東北大学），高木　雅昭（電力中央研究所），山本　博巳（東北大学）

Economic Evaluation of Voltage Control Methods for Distribution Networks with High PV Penetration

Shuntaro Toyama*（Tohoku University），
Masaaki Takagi（Central Research Institute of Electric Power Industry，Hiromi Yamamoto（Tohoku University）

１．まえがき

低炭素社会の実現に向け，配電系統への太陽光発電（PV）の導入が加速している。しかし，長距離配電線を有する農山村地域等においては，逆潮流に起因する電圧上昇が PV 導入可能量（Hosting Capacity: 以下，HC）を制限する喫緊の課題となっている。電圧対策として，配電線の太線化によるインピーダンス低減は確実な手法であるが，多額の設備投資と長期の工期を要する。これに対し，近年では既存インフラを最大限活用する Non-Wire Alternatives（NWA）の観点から，静止型無効電力補償装置（SVC）やスマートインバータの定力率制御を用いた能動的な電圧管理手法の有効性が議論されている。本稿では，農山村モデル系統を対象に，配電線の太線化と無効電力制御手法について，HC 拡大効果および経済性の定量的評価を行う。特に，PV の連系形態の違いや制御パラメータの感度を考慮し，年間総費用の観点から最適な対策手法について比較検討する。

２．解析モデルおよび条件

＜2・1＞配電系統モデル　　解析対象として，Fig.1 に示す高圧配電系統モデル（10 ノード，こう長 10km）を用いる。線種は農山村部を模擬し，電源側から末端にかけて細くなる構成とした。需給データについては，1 時間値の時系列データを作成して用いた。負荷モデルは，1 月，2 月，3 月，7 月，8 月，12 月の平日（年末年始およびお盆を除く）を重負荷期，それ以外を軽負荷期と定義し，それぞれの期間に応じた負荷パターンを割り当てた[1]。また，PV 発電出力に関しては，日射量データベース閲覧システム[2]より取得した仙台市における 1 年分の日射量データ（1 時間値，パネル傾斜角 30 度，方位南向き）を用い，（1）式により算出した値を用いた。

$$PV = \frac{H_A}{G_s} \times \alpha \times S_{PV} \quad (1)$$

PV：PV 出力　（KW）

H_A：傾斜面日射量　(kWh/m^2)

G_s：標準状態における日射強度（＝1.0）(kWh/m^2)

α：システム出力係数（=0.85）

S_{PV}：PV パネル容量（kW）

PV の連系分布が電圧上昇に与える影響を考慮するため，全ノードに均等に連系する「均等分布」および系統末端（ノード 10）に集中連系する「末端分布」の 2 ケースを設定した。

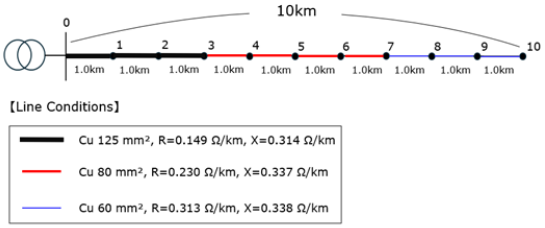


図１　配電系統モデルの概要

Fig 1.　Overview of the Distribution System Model

＜2・2＞比較検討する対策手法　　本研究では，以下の 4 つの対策手法について比較検討を行う。（1）基準ケース：電圧対策を行わない場合。（2）太線化：全区間の電線を太線（125mm^2）に張り替える系統増強を行う。（3）定力率制御：PV インバータの力率を固定制御する。設定値は力率 0.99 ～ 0.85 の範囲で比較を行う。（4）SVC 設置：系統末端に SVC を導入し，不感帯付き定電圧制御を行う。容量に対する感度を確認するため，100kVar～1000kVar の範囲で比較を行う。

＜2・3＞費用算定の定義　　経済性評価の指標として，初期投資額および将来の修繕費からなる「年間設備費」と，線路抵抗損に起因する「年間損失コスト」の合計を「年間総費用」と定義する。SVC の導入単価は 5 万円/kVar，耐用年数は 18 年とし，太線化の耐用年数は 30 年とした。太線化費用については公表されている標準単価[3]に基づき一律 500 万円/km と設定した。損失単価は回避可能原価として 10 円/kWh，利子率は 4% と設定した。また，修繕費については，初年度は設備投資額の 1.45%とし，経年劣化に伴い線形に増加させ，耐用年数終了時には初年度の 3 倍になるモデルを採用した。これらを現在価値に換算した後，年価償却費として算出した。

３．解析手法

HC の算定には，上記データを用いた 1 時間刻みの準定常解析を採用した。PV 容量を 100kW 刻みで増加させ，系統内の電圧および電流制約を満足する最大容量を探索した。

©2026 IEE Japan

表 1 各対策の HC と制限要因
Table 1 HC and limiting factors for each measure

Measure	Setting	Uniform Allocation of PV		Termial Allocation of PV	
		HC（kW）	Limiting Factor	HC（kW）	Limiting Factor
Base case		1400	Voltage（Rise）	600	Voltage（Rise）
Distribution line reinforcement	125 mm²	1500	Voltage（Rise）	800	Voltage（Rise）
Fixed PF	95%	3300	Voltage（Rise）	1400	Voltage（Rise）
Fixed PF	90%	3700	Current	1800	Current
Fixed PF	85%	2700	Voltage（Drop）	1700	Voltage（Drop）
SVC	100kvar	1700	Voltage（Rise）	800	Voltage（Rise）
SVC	500kvar	2900	Voltage（Rise）	1500	Voltage（Rise）
SVC	1000kvar	4100	Current	1700	Current

SVC の制御モデルには, 以下の電圧制御ロジックを用いた。

$$\Delta Q = \frac{V_{meas} \cdot \Delta V}{X_{sys}} \quad (2)$$

ここでΔQは必要補償量, V_{meas}は連系点電圧, X_{sys}は SVC 設置点までの系統リアクタンスである。ΔVは不感帯上限値（V_{high}）または下限値（V_{low}）からの逸脱量であり, $V_{meas} > V_{low}$の場合は遅れ無効電力を, $V_{meas} < V_{low}$の場合は進み無効電力を注入するよう, 潮流計算の反復過程において出力を更新し収束解を求めた。

4．解析結果

＜4・1＞PV 導入可能量（HC）と制約要因　各ケースにおける HC およびその制約要因(を Table.1 に示す。太線化は, 基準ケースに対し, 均等分布で+100kW, 末端分布で+200kW の増加に留まり, いずれの配置においても電圧上限逸脱が依然として制約要因となった。SVC は両 PV 連系分布において容量増加に伴い HC が単調増加し, 100kVar の時点で既に太線化以上の効果を示した。特に均等分布では HC の伸びが顕著であるが, 末端分布においても太線化の 2 倍以上の導入量を達成可能であることが確認された。定力率制御は, PF0.95～0.90 付近で HC が最大化する傾向は共通している。しかし, PF0.85 まで力率を下げると, 無効電力電流の増大により, 両 PV 連系分布において過電流（熱容量制約）が発生し, HC が低下するトレードオフが確認された。

＜4・2＞年間総費用の比較　次に, 均等分布および末端分布における年間総費用の比較結果を Table.2 に示す。太線化は, HC 改善効果が限定的であるにも関わらず, 修繕費を含めた年間総費用は均等分布で 422 万円/年, 末端分布で 433 万円/年となり, いずれも非常に高額となった。対して SVC は, 500kVar の場合, 均等分布（416 万円/年）・末端分布（437 万円/年）ともに太線化と同等のコスト水準でありながら, 約 2 倍の HC を実現しており, 投資対効果に優れる。定力率制御は設備投資が不要であるため, 総費用は最も低い。ただし, 末端分布の PF0.85 では, 線路損失の増大により PF0.95 等と比較して費用が増加（206 万円/年）しており, 過度な定力率運転は経済的デメリットを招く可能性がある。

表 2　年間総費用の比較
Table.2　Comparison of total annual cost

Measure	Setting	Cost(Uniform) [10^4JPY/year]	Cost(Terminal) [10^4JPY/year]
Base case		160	177
Distribution line reinforcement	125 mm²	422	433
Fixed PF	95%	159	168
Fixed PF	90%	187	198
Fixed PF	85%	166	206
SVC	100kvar	207	223
SVC	500kvar	416	437
SVC	1000kvar	721	712

5．まとめ

本稿では，配電系統の電圧制御手法について経済性評価を行った。修繕費の将来増加を考慮したシミュレーションの結果, 物理的な設備増強である配電線の太線化は, 巨額の費用を要する一方で HC 拡大効果は限定的であることが明らかとなった。一方で，SVC やインバータ制御などの能動的制御手法は，太線化と同等以下の総費用で大幅な再エネ導入を実現可能である。特に SVC は容量選定により柔軟な対応が可能であり，投資対効果に優れる。また，定力率制御においては，過度な低力率設定が線路容量制約や損失増加を招くため，適切なパラメータ選定が重要である。

文　献

(1)電気共同研究会：「配電系統における力率問題とその対応」，電気共同研究，vol. 66, No. 1 (2011)
(2)新エネルギー・産業技術総合開発機構（NEDO）：年間時時別日射量データベース（2018）
(3) 電力広域的運営推進機関：「送変電設備の標準的な単価の公表について」（2016）

©2026 IEE Japan

地上探査用アンテナの三相一括測定の検討

池田　佑允*，滋野　弘崇，芦川　真也，間宮　啓貴（矢崎エナジーシステム株式会社）
佐藤　正春，住川　友一，森田　和哉，藤川　成範
杉山　貴昭，高山　亨（東京電力パワーグリッド株式会社）

A Study on Simultaneous Three-phase Measurement for Ground Fault Detection Antennas

Yusuke Ikeda, Hirotaka Shigeno, Shinya Ashikawa, Hirotaka Mamiya (YAZAKI Energy System Corporation)
Masaharu Sato, Yuichi Sumikawa, Kazuya Morita, Shigenori Fujikawa
Takaaki Sugiyama, Toru Takayama (TEPCO Power Grid, Incorporated)

１．まえがき

配電線における地絡点を特定するため，フラックスゲートセンサ（以下，FG センサ）を用いて地上より地絡点の探査が可能なアンテナ（以下，地上探査アンテナ）を開発した。[1]地上探査アンテナは，地絡点を特定するために配電線路の各相において地絡電流の測定を行う必要があるが，実線路における検証において作業時間を要することを確認した。

本稿では，地上探査アンテナの作業時間短縮を目的として，配電線事故探査における三相一括測定手法を検討した結果について報告する。

２．地上探査アンテナの改良

図 1 に地上探査模式図を示す。地上探査は課電装置から高圧線路にパルス電圧を印加し，高圧線路に流れるパルス電流によって発生する磁界を伸縮棒を用いて高圧線路の各相の下方 0.2m の位置に配置したアンテナによって検出する。検出したパルス電流は高圧線路に流れる充電電流と地絡電流の合成であり，パルス電流の立ち上がりから 3ms 以降は地絡電流のみとなるため，パルス電流における 3～10ms の区間を積分し，積分値が 1.0mV・s 以上であれば地絡点の手前側と判定する[1]。

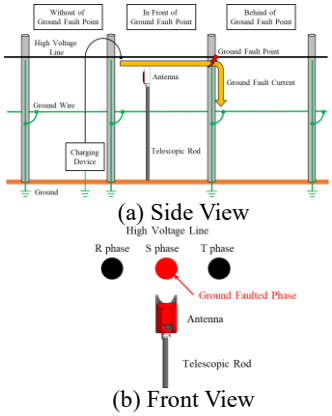


図 1　地上探査模式図

Fig.1.　Schematic Diagram of Ground Fault Detection

配電線路では，高圧線路下方に配置されている低圧線路や通信線路等の干渉があるため，測定する相を切り替える場合は，一度伸縮棒を縮ませ，測定相の直下に移動し，再度伸ばす必要があり作業時間を要する。そこで，1 回の測定で高圧線路の三相を同時に測定するため，FG センサの個数を従来の 1 個から 3 個に増設し測定する，三相一括測定を検討した。

図 2 に三相一括測定の模式図を示す。測定方法は，3 つの FG センサを高圧線路 R 相・S 相・T 相それぞれの方向に配置した地上探査アンテナを S 相下方に設置し，まず，S 相センサと R 相センサを有効にして測定し，次に S 相センサと T 相センサを有効にして測定する。

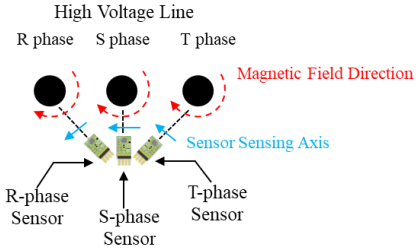


図 2　三相一括測定の模式図

Fig.2.　Schematic Diagram of Simultaneous Three-phase Measurement

FG センサの出力は，パルス電流による磁界方向と FG センサの受感軸が平行な時に最大となるため，各センサは高圧線路の各相に向けて配置する必要がある。

図 3 に高圧装柱の種類を示す。東京電力パワーグリッドにおける代表的な高圧装柱は高圧装柱(A)～(D)の 4 種類であり，それぞれ電線間隔が異なるため，すべての装柱で磁界方向と FG センサの受感軸を完全に平行にすることはできない。また FG センサは，パルス電流による磁界だけでなく，アース線に流れる帰路電流の逆方向の磁界も検出するため，角度によっては磁界が打ち消され負の値となる場合がある。アース線の配置は装柱ごとに 3 種類あるため合計

©2026 IEE Japan

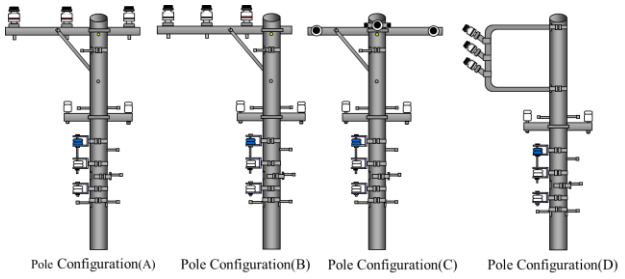


図 3　高圧装柱の種類
Fig.3.　Types of pole configurations

12 種類の装柱を考慮する必要がある。そのため，全装柱で測定可能な角度を検証し, FG センサ間の角度を 30°と設定した。以上より，3 個の FG センサを用い，角度 30°とした改良型地上探査アンテナを試作した。

３．三相一括測定の検証

第 2 章で試作した改良型アンテナの三相一括測定の検証として，事故相の手前側において事故相を R・S・T 相の各相に設定した際の S 相センサと，R 相または T 相センサを有効にした場合の地絡電流を測定した。

表 1 に測定結果を示す。

表 1 に示すように事故相 R 相における地絡電流の積分値は，S 相センサ・R 相センサ有効時が 1.32 mV･s，S 相センサ・T 相センサ有効時が 0.47 mV･s，事故相 S 相における S 相センサ・R 相センサ有効時が 5.44 mV･s，　S 相センサ・T 相センサ有効時が 5.28 mV･s であった。また，事故相 T 相時における S 相センサ・T 相センサ有効時が 2.40 mV･s であったが，S 相センサ・R 相センサ有効時は，地絡電流の波高値が FG アンテナの検出閾値以下であったため測定不可であった。そのため，各センサの組合せのうち大きい方の積分値を用いることで地絡点手前と判定が可能となる。

また, 図 4 に事故相後ろ/なし側における測定結果を示す。図 4 に示すように，事故点後ろ/なし側における地絡電流の積分値は 0.08mV・s であり配電線事故探査における判定閾値 1.0 mV･s[(1)]を下回っていることを確認した。

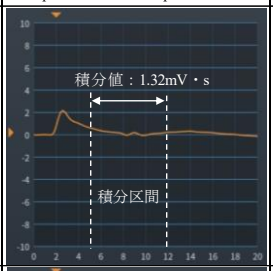
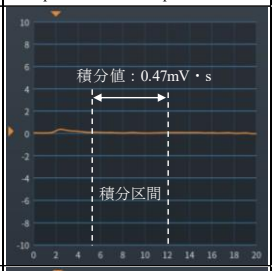
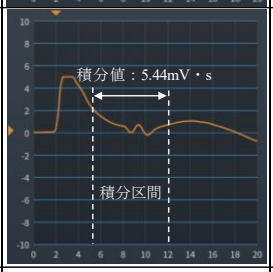
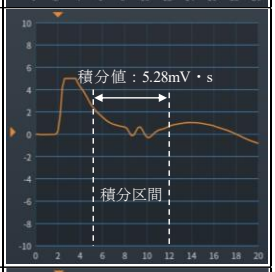
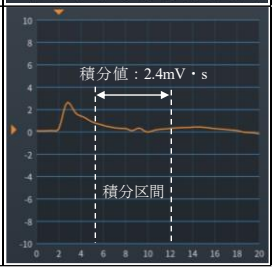
以上の結果より，改良型地上探査アンテナを用いることで三相一括測定が可能であると考えられる。

４．まとめ

配電線地上探査の効率化のため，FG センサを 1 個から 3 個に増設し，三相一括測定を検証した。その結果，S 相直下のみでの測定により地絡点探査が可能であることを確認した。

今後は，実線路での検証によりデータを蓄積し，実用化に向けた開発を進める。

表 1　測定結果
Table.1.　Measurement Result

事故相	センサ配置	
	S-phase Seonsor・R-phase Sensor	S-phase Seonsor・T-phase Sensor
R phase		
S phase		
T phase	FGセンサ検出閾値以下のため 測定不可	

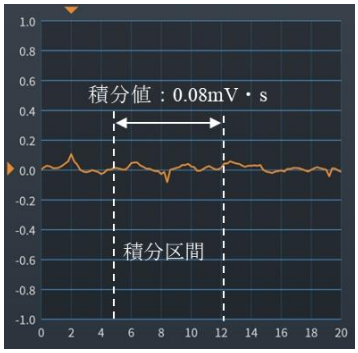


図 4　事故点後ろ/なし側における測定結果
Fig.4.　Measurement Result of
Behind or Without of Ground Fault Point

文　献

(1)滋野弘崇・芦川真也・間宮啓貴 他：電気学会 B 部門大会 (2025),11-6-11

©2026 IEE Japan

微地形影響を考慮した付着海塩量の時空間分布の推定

須藤　仁*，木原　直人，岡田 輝久(電力中央研究所)

Estimation of Spatio-temporal Distribution of Deposited Sea Salt Mass Considering Microtopographical Effects

Hitoshi Suto, Naoto Kihara, Teruhisa Okada (CRIEPI)

１．はじめに

海より飛来する海塩粒子は，電力流通設備の表面に付着し，台風襲来時の急速汚損に伴う絶縁性能の低下や，長期間の汚損による部材の腐食・劣化等の塩害をもたらす．そのため，広域に分布する電力流通設備の耐塩設計や耐腐食設計・保守管理において，付着海塩量の時空間分布や統計的性質の評価が求められる．このような塩害評価のための手段の一つとして，気象モデル解析や数値流体解析（CFD）があるが[2,3]，両数値解析で対象とするスケールや時間・空間の分解能は異なり，数十～数百 m 程度の高い解像度で，時々刻々の気象状況に応じた付着海塩量の空間分布を推定する手法は確立されていない．

本研究では，対象とするスケールや解像度の異なる気象モデルと CFD を連携し，数 km のスケールより小さな微地形・土地利用変化の影響を考慮しつつ，付着海塩量の時空間分布を推定する手法を提案するとともに，観測値との対比からその推定精度を評価する．

２．推定手法

本研究では，気象モデルを基本とする領域海塩解析モデル Re-SPRAY[1]と CFD を基本とする風況・海塩粒子輸送解析コード NuWiCC-ST[2]の双方を利用する．Re-SPRAY では，海面からの海塩の発生過程，大気中での輸送過程，降水への取り込み過程（湿性沈着）および地上への付着過程（乾性沈着）がモデル化されており，時々刻々の気象状況に応じた海塩の濃度の空間分布を数 km 解像度で求めることができる．Re-SPRAY による海塩計算には，時々刻々の気象の 3 次元データが必要となるため，気象予測・解析システム NuWFAS[3]による気象計算も実施する．得られた時々刻々の気中海塩濃度・風速・降水量から，設備への付着効率と雨洗効果を考慮した経験式に基づき，付着海塩量を推定することもできる．一方，NuWiCC-ST では，海塩の発生過程（海岸線に到達する海塩粒子の濃度），大気中での輸送過程および，地上への付着過程（乾性沈着）がモデル化されており，数十～数百 m 解像度（水平方向）で地形の起伏や河川等の土地利用の影響を考慮して，海岸線から内陸に飛散する海塩濃度の推定が可能である．海岸線では海上風速・風向および吹送距離に応じた定常・平均的な海塩濃度の鉛直分布が与えられる．

数 km のスケールより小さな微地形・土地利用変化の影響を考慮しつつ，付着海塩量の空間分布の時間変化を推定するために，図 1 のフローに基づき，気象モデルと CFD を連携させる．Re-SPRAY・NuWFAS により海上の風向・風速・海塩濃度と地上の降水量を推定し，NuWiCC-ST により風向・風速に応じた微地形等の影響を受けた地上の風速と海塩濃度を推定する．これらの結果を加重平均処理および付着海塩量推定式（アンサンブル変分法により推定式パラメータを最適化したもの）を介して任意時刻での付着海塩量分布を推定する．各ステップの詳細は文献[4]を参照されたい．

３．結果

本手法による推定例として，2020 年台風 10 号が接近した期間の 3 時刻（2020/9/6 9:00, 9/6 21:00, 9/7 9:00）における福岡県北九州市周辺の付着海塩量分布を図 1 に示す．推定付着海塩量は主として沿岸部より時間とともに増大するとともに，地形起伏等による局所的な変化も呈している．

図 2 には，推定エリア内の沿岸部にある地点 A における風速・降水強度・付着海塩量と，内陸にある地点 B における付着海塩量の時間変化を示す．同図には，両地点におけるがいしへの付着海塩量の観測値（九州電力送配電（株）提供）を併記している．本手法により，海岸からの距離・風速に応じた海塩濃度の変化や降水による雨洗効果が表現された結果として，沿岸に位置する地点 A において，降水強度が低下し風速が高い状態にある 9/7 0:00~6:00 の間に，推定された付着海塩量は急増する一方，内陸にある地点 B の付着海塩量はほとんど増加していない．このような傾向は，観測値と概ね一致している．なお，風速・降水強度についても，他地点において，推定値と気象庁アメダス値との良好な一致を別途確認した（図省略）．

４．まとめ

本研究では，数 km のスケールより小さな微地形・土地利用変化の影響を考慮しつつ，付着海塩量の時空間分布を推定する方法を提案し，推定精度を評価した．その結果，気象モデルと CFD の連携は有効に機能し，微地形等に応じた付

©2026 IEE Japan

着海塩量の空間分布やその時間変化が表現された．また，付着海塩量の推定値は観測値と概ね整合したことから，本手法が従来に比べて高い空間解像度で時々刻々の付着海塩量を再現しうることが示された．更なる検証事例の蓄積，付着海塩量の定量的精度の向上は今後の課題である．

謝辞

本研究は，一般送配電事業者各社の協力のもとに実施された．ここに記して謝意を表す．

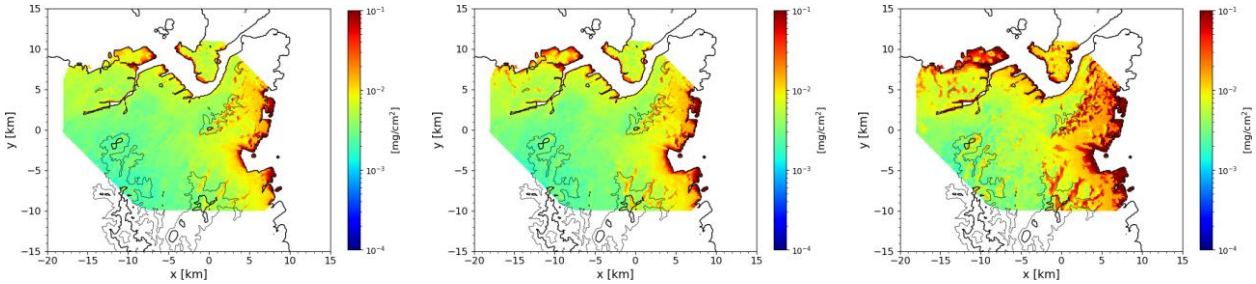
文　献

(1) 木原直人，野村光春，高橋章，大原信，平口博丸，電力中央研究所報告, N11011 (2012).
(2) Suto, H., Hattori, Y., Hirakuchi, H., Kihara, N., Nakashiki, Y., Structure and Infrastructure Engineering, 13(10) (2017), pp. 1359-1371.
(3) 橋本篤，平口博丸，電力中央研究所報告, N09024 (2010).
(4) 須藤仁，木原直人，服部康男，平口博丸，中尾圭佑，電力中央研究所報告, SS22016 (2023).



図 1.付着海塩量推定のフロー図

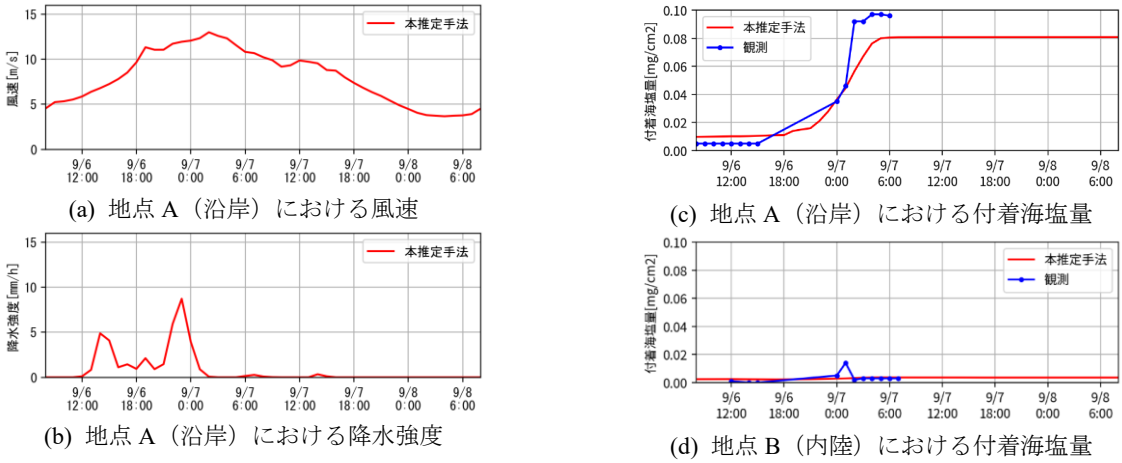
Fig.1. Flowchart for estimating deposited sea salt mass



(a) 2020/9/6 9:00　(b) 2020/9/6 21:00　(c) 2020/9/7 9:00

図 2. 付着海塩量の推定分布（北九州市周辺、地上高さ 10m）

Fig.2. Estimated distribution of deposited sea salt mass (around Kitakyushu city, 10m above ground level)



(a) 地点 A（沿岸）における風速　(c) 地点 A（沿岸）における付着海塩量

(b) 地点 A（沿岸）における降水強度　(d) 地点 B（内陸）における付着海塩量

図 3. 観測地点における風速・降水強度・付着海塩量の時間変化（2020/9/6-7）

Fig.3. Temporal variations in wind speed, precipitation intensity, and deposited sea salt mass at each observation site (September 6-7, 2020)

©2026 IEE Japan

ダイナミックケーブルの軸圧縮挙動解析と検証実験

高木 智洋*，坂野　操，籠浦　徹，岩倉　大輔，丸山　悟（古河電工），
安澤　幸隆（構造工学ソリューション）

Analysis and verification experiment of axial compression behavior of dynamic cables

Tomohiro Takagi, Misao Sakano, Tohru Kagoura, Daisuke Iwakura,
Satoru Maruyama (Furukawa Electric Co., Ltd.), Yukitaka Yasuzawa (KKS)

１．まえがき

浮体式洋上風力発電設備に適用されるダイナミックケーブルには浮体の動揺により生じる軸圧縮力が加わるため、ダイナミックケーブルでは軸圧縮力への耐性が保証されていなければならない。ダイナミックケーブルではがい装を構成する鉄線が軸圧縮力にも対応することになるが、その挙動は張力への対応のような単純なものではない。そこでまずは実機ケーブルのがい装が軸圧縮力に対してとる挙動をシミュレーション解析する手法の確立を目指した。さらに、その解析手法で得られた結果の妥当性を検証するための実験を行った。

２．シミュレーション解析

シミュレーション解析としては、COMSOL による FEM 解析を行った。解析のモデルは、福島沖で実施された浮体式洋上 WF 実証研究事業に納入された AC22kV ダイナミックケーブル(1) の設計とした。ケーブルは二重鉄線がい装の外周に PE シースを持つ構造で、その外径は 144mm である。がい装を構成するすべての鉄線をモデルに忠実に組み込むと計算が困難であるため、シースと外層鉄線 1 本ないし複数本からなる簡略化されたモデルで解析を行った。

シースおよび鉄線 1 本モデルでの解析結果を図 1 に示す。解析の結果、軸圧縮率に対して直線的に上昇していたモデル端部の反力（軸圧縮力）が一定値に達するとラテラル座屈に伴う塑性化により上昇しなくなり、変形のみが進行する挙動が得られた。また、モデルの長さを長くしていくと、この軸圧縮力限界値は、ある値に収束した。モデルを構成する鉄線の本数を増やしていくと、全軸圧縮力限界値は本数にほぼ比例することがわかった。

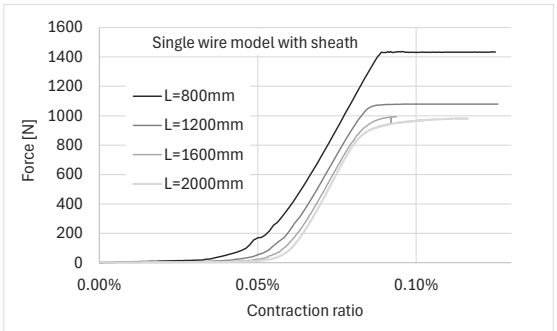


図１　シースと鉄線 1 本からなるモデルの軸圧縮挙動

Fig. 1. Axial compression behavior of the model.

３．検証実験

シミュレーション解析結果の妥当性を検証するためには、解析で使用した簡略化モデルを再現した試料で実験を行う必要がある。鉄線は実機ケーブルのものを取り出して用意した。実機ケーブルから取り出された鉄線はらせんに巻かれた形状を維持しており、切り出すだけでそのまま試料に組み込むことができた。シースとコアは対応するサイズのアクリルパイプで作成した。鉄線の両端部は鉄製の底板を持つ容器内部にエポキシで固定し、単独での移動・回転を拘束した。さらに両端部全体でも移動・回転・傾きを拘束し、両端部に軸圧縮力を印加した。試料として端部を除く有効長 600mm と 1400mm の 2 タイプを用意した。

表１　解析結果と検証実験結果の比較

Table 1. Comparison of both results.

試料有効長 [mm]	データ由来	初回変形時反力 [kN]	軸剛性 [MN]
1400	解析	4.0	16.5
	実験	～10	～8
600	解析	8.0	16.5
	実験	～14	～4

軸圧縮解析結果と妥当性検証実験の結果を表 1 にまとめる。実験で初回の座屈的挙動が生じたときの反力は解析結果のピーク反力より 2 倍前後大きい。この差異の原因については現在検討中であるが、解析により安全サイドの結果が得られることが確認された。

文　献

(1) 榊原広幸ら：「Fukushima FORWARD Project における送電システムの開発（その 2)」，古河電工時報第 135 号（2016）

©2026 IEE Japan

ケーブルの伸び出し量算出式について（その 6）

鴨志田 博史 （技術工房　延）
Calculation formula for expansion and contraction of power cables installed in pipelines (No.6)
Kamoshida Hiroshi (Tec EN)

１．まえがき

管路に布設された電力ケーブルの伸び出し量算出には、電協研[1]掲載の式が用いられている。この式は、昇温に伴い発生する圧縮側内部応力が伸び出しの発生により解放される現象を元に構築されている。筆者はこの理論を拡張し、オフセット反抗力を伸び出し量の関数とした式[2]や、座屈を考慮した式の導出と試算[3][4]を行った。この結果、水平管路布設における最大の伸び出し量は、両側に 90 度曲がりオフセットが形成された布設形態にて、最初の座屈力到達時の値[3][4]であることが得られた。

今回未実施であった傾斜管路の検討を行い、傾斜管路においても水平管路と同様の結果が得られたので報告する。

２．傾斜管路における内部応力分布の検討

傾斜箇所における見かけ上の摩擦係数は下式である。

下側に移動する場合：$\mu_1 = \mu cos\theta - sin\theta$

上側に移動する場合：$\mu_2 = \mu cos\theta + sin\theta$

μ：摩擦係数　θ：傾斜角度

これを元に傾斜管路に布設されたケーブルの昇温時の内部応力変化を検討した。一例として、両側に 90 度曲がりオフセットが形成され、a 側（傾斜の上側）と b 側（傾斜の下側）に座屈が各 1 箇所発生した内部応力分布を Fig.1 に示す。

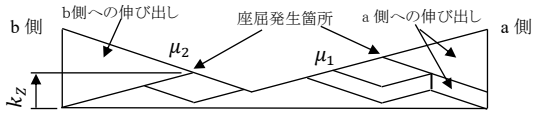


図 1　座屈発生時の内部応力分布（分離条件）
Fig.1 Changes in internal stress distribution in inclined pipelines
(Example of buckling separation conditions at two locations)

次に、Table.1 の値を用いて初回昇温時に発生する座屈数と発生順、内部応力分布の種類を検討した。両側に 90 度曲がりオフセットが形成された場合を Fig.2 に、両側に S 字オフセットが形成され、オフセット反抗力係数が 0.01 の場合を Fig.3 に示す。

座屈を考慮した内部応力分布は傾斜角度とケーブル長の組み合わせにより多種類存在する。例えば座屈が 2 箇所発生する場合では、90 度曲がりオフセットでは 5 種類、S 字オフセットでは 8 種類存在することを確認している。

表 1　計算に使用した値
Table.1　Values used in calculations

項目		値	単位
重量	W	0.0002	kN/mm
摩擦係数	μ	0.4	—
導体断面積	A	1200	mm^2
ヤング率	E	50	kN/mm^2
座屈力	Kz	10	kN
座屈後の軸力	K_{S1}	1	kN
初期反抗力	K_0	0 (90 度曲がりオフセット) 1(S 字オフセット)	kN
線膨張係数	α	16×10^{-6}	1/℃
温度上昇幅	T_{max}	65	℃
オフセット反抗力係数	a,b	0 (90 度曲がりオフセット) 0.01(S 字オフセット)	kN/mm
傾斜角度	θ	0～8（0～14%）	度

注）傾斜角度は道路構造令規定の最大 12%を元に決定

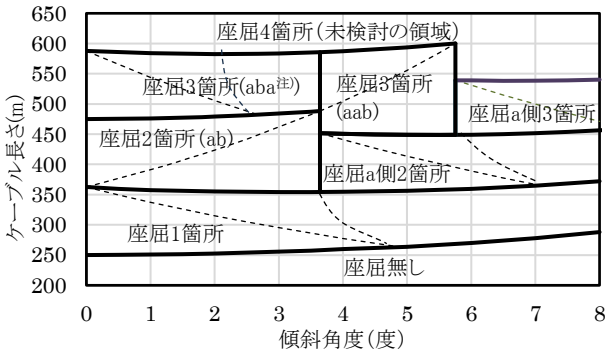


図 2　座屈数と内部応力分布（90 度曲がりオフセット）
Fig.2 Number of buckling occurrences and internal stress distribution
注）aba：座屈が a 側→b 側→a 側の順に発生する場合の表記
図中の点線は内部応力分布の種類の境界を示す

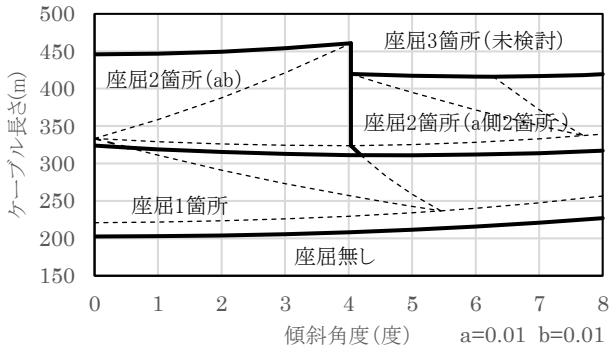


図 3　座屈数と内部応力分布（S 字オフセット）
Fig.3 Number of buckling occurrences and internal stress distribution
（座屈が発生するケーブル長が図 2 に比べて短くなる）

©2026 IEE Japan

3．伸び出し量及び滑落量の試算

前項の結果を基に伸び出し量の試算を行った。傾斜管路も水平管路と同様に、反抗力が発生しない 90 度曲がりオフセット形成時の伸び出し量が最大となった。

90 度曲がりオフセット形成時の伸び出し量及び滑落量の試算結果を Fig.4～7 に示す。

Fig.4 に傾斜角度 8 度、ケーブル長 400m の温度と伸び出し量の関係を示す。従来式は臨界温度まで 2 次曲線を描き、その後は線形で増加する。座屈を考慮した場合も臨界温度又は座屈発生温度まで 2 次曲線を描き、その後は線形で増加する結果となった。

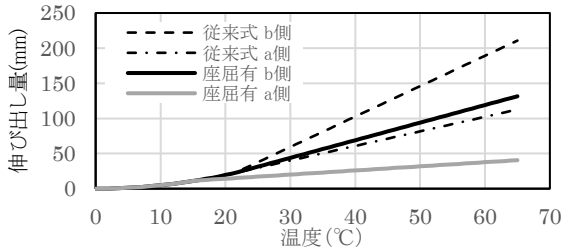


図 4　伸び出し量算出結果（ケーブル長 400m：傾斜 8 度）
Fig.4 Calculation results of extension amount

傾斜角度 8 度におけるケーブル長と伸び出し量最大値との関係を Fig.5 に示す。既報 [3][4] 同様最大伸び出し量は最初の座屈力到達時の値であった。図中の b 側の伸び出しは長さの増加に伴い鋸歯状となるが、これはこの角度では b 側に座屈が生じていないためである。b 側に座屈が生ずると a 側と同様伸び出し量は一定値となる。

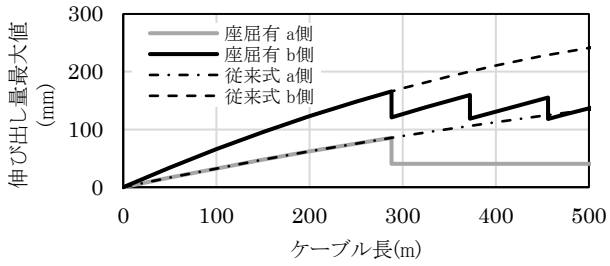


図 5　ケーブル長と最大伸び出し量の関係（傾斜角 8 度）
Fig.5　Calculation results for cable length and maximum extension

ケーブル長 400m における傾斜角度と伸び出し量最大値との関係を Fig.6 に示す。従来式及び座屈を考慮した場合とも傾斜角度の増加に伴い a 側の伸び出し量は減少し、b 側は増加する。また、座屈を考慮した場合の伸び出し量は従来式より減少し、座屈発生位置が b 側から a 側に変わる角度で b 側の伸び出し量は不連続となる。

ケーブル長 400m における傾斜角度と初回降温時の滑落量の関係を Fig.7 に示す。座屈を考慮した場合でも滑落が生ずるが、滑落量は従来式に比べて減少する。S 字オフセット形成時は、座屈による内部応力解放領域が端末まで到達するケース 1 の場合には滑落は生じない結果を得たが、ケース 3 では検討が困難であった。しかし、座屈を考慮しない既報の式 [2] にて算出した滑落量は Fig.7 の結果より更に減少する。よって、座屈を考慮した場合の滑落量の最大値は、伸び出し量と同様に 90 度曲がりオフセット形成時の値と考える。

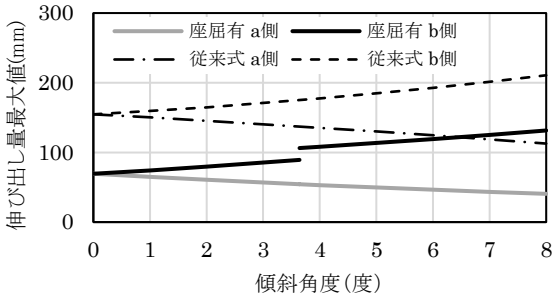


図 6　傾斜角度と伸び出し量の最大値（ケーブル長 400m)
Fig.6 Calculation results of the slope degree and maximum extension

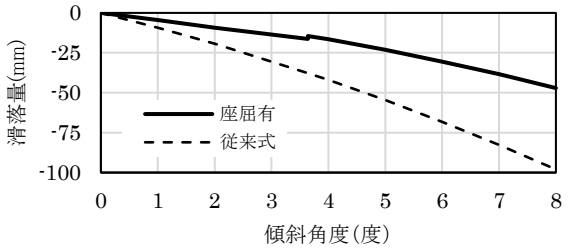


図 7　傾斜角度と滑落量（ケーブル長 400m：初回の滑落量）
Fig.7 Calculation results of slope angle and slip amount

4．まとめ

オフセット反抗力を伸び出し量の関数とし、更に管路内に発生する座屈を考慮した管路布設電力ケーブルの伸び出し量の検討を行った。

一連の検討の検討、座屈及びオフセット反抗力を考慮することで、伸び出し量と滑落量は従来式に比べ減少することが得られた。しかし、オフセット反抗力係数を考慮した伸び出し量算出式は煩雑なため、90 度曲がりオフセット形成時の伸び出し量の最大値を用いるのが簡易と考える。

本検討は直線管路の場合であるが、管路には屈曲部が存在する。屈曲部のケーブルは布設直後から座屈していると見なせるため、伸び出し量は更に減少するものと考える。

文　献

(1) 例えば電気協同研究会：「電協研第 73 巻第 2 号」：平成 29 年
(2) 鴨志田：「ケーブルの伸び出し量算出式について（その 3）」：電力エネルギー部門大会, 225, 令和 5 年
(3) 鴨志田：「ケーブルの伸び出し量算出式について（その 4）」：電力エネルギー部門大会, 304, 令和 6 年
(4) 鴨志田：「ケーブルの伸び出し量算出式について（その 5）」：電気学会全国大会, 7-085, 令和 7 年

©2026 IEE Japan

現場におけるトレーサビリティ確認の簡素化
～ 電力ケーブルへの識別子付与 ～

掘井　寛朗*，笹原　隆太（SWCC 株式会社）

Simplifying Traceability Management at the Site: Assigning Identifiers to Power Cable

Hiroo Horii, Ryuta Sasahara (SWCC Corporation)

１．まえがき

現場に敷設した電力ケーブルのトレーサビリティ確認には次のような課題がある。外観から製品仕様の判別ができない。また、ケーブルは適切な長さに切り分けて出荷されることから、件名ごとのトレーサビリティが複雑になる。

電力ケーブルは、定期巡視によって異常有無を点検する。点検者は、図 1 に示すような回線が輻輳している現場で、ケーブル表面に取り付けられた銘板から回線名と製品仕様を確認している。緊急対応時には、対応に必要となる情報を揃えることに時間を要していた。

一般的に、製品の仕様を確認するために、識別子(QR やバーコード)をその製品に付与し、データベースにアクセスしている。しかし、ケーブルの場合、長尺物であることと、件名ごとに切り分ける作業があり、単純に識別子を付与しただけでは件名や製品ごとのトレーサビリティの確認が難しい。今回、電力ケーブルのトレーサビリティを現場で容易に正確に確認できる方法を実用化したので報告する。



図 1 現場と銘板

Fig.1. Site and nameplate

２．　電力ケーブルのトレーサビリティ

図 2 に識別子を付与した電力ケーブルを示す。ケーブル表面に対して、長手方向に一定の間隔で二次元コードを印字している。約 1m 間隔で二次元コードを印字することにより、ケーブルの切り分けを行っても、必ず一つ以上の二次元コードが残る。

二次元コードには、連続性を有した一意の識別子を付与している。表 1 に図 2 の電力ケーブルについて、識別子からデータベースへアクセスするためのデータ構造を示す。切り分け元 A に対して id_A001～id_A100 の識別子を付与している。切り分けたケーブル表面に識別子が 1 つの場合は 1 つの識別子、識別子が複数存在する場合は両端の識別子を管理することで、それぞれのケーブルを一意に識別できる。また、切り分け先に対して、切り分け元となるケーブルの識別情報を関連付けることで、切り分け元と切り分け先の親子情報が追跡可能となる。表 1 では切り分け先の識別子を、切り分け元となるケーブルの識別子と合わせて管理している。

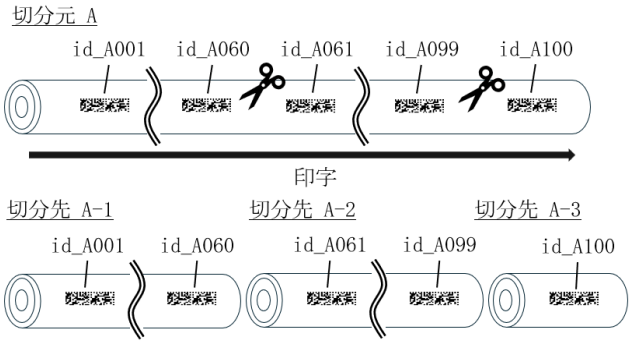


図 2 識別子を付与した電力ケーブル

Fig.2. Power cable with assigned identifiers

表 1 トレーサビリティのためのデータ構造例

Table 1. Example data structure for traceability

	始端	終端	始端(親)	終端(親)
切分元 A	id_A001	id_A100	-	-
切分先 A-1	id_A001	id_A060	id_A001	id_A100
切分先 A-2	id_A061	id_A099	id_A001	id_A100
切分先 A-3	id_A100	id_A100	id_A001	id_A100

©2026 IEE Japan

３．　二次元コードの印字品質評価

本稿では、製品に直接二次元コードを適用した際の印字品質評価の規格である ISO/IEC 29158（DPM）に基づき、評価を行った。

試料は、6.6 kV CV ケーブル 100 mm^2 (外径 D = 25 mm) とし、シース表面に対してインクジェットプリンタを用いて二次元コードを印字した。本検証では、照射角度を一定(45°)とし、光源を白色（4000° K）と赤色（660 nm）で各測定を行った結果、二次元コードはすべての条件で読み取り可能であった。

４．　印字品質に関する考察

本検証において電力ケーブル表面上に印字した二次元コードは全て読み取り可能であったが、安定した印字品質を確保する上では印字対象の形状・印字方法を確認する必要があることから考察を行った。

＜4・1＞電力ケーブル形状による影響

図 3 にケーブル円周上における二次元コードのセル配置を示す。ケーブル上に二次元コードを印字する場合、製品形状の影響を受け、円周方向に印字のセル間隔が大きくなる。セル間隔の増加は印字品質の評価項目である軸不均一性(AN)に影響がでることから、二次元コードの伸び率 E_L とセル間隔の増加率 C_S を計算した。二次元コードの E_L は、ケーブル形状を考慮した印字幅を計算し、設定値 L_0 との比率を(1)式を用いて算出した。

$$E_L\,(\%) = \left(\frac{D\,arcsin\left(\frac{L_0}{D}\right)}{L_0} - 1\right) \times 100 \qquad (1)$$

C_S はセル間隔の設定値と、最も変形の大きい印字端のセル間隔の比率は(2)式を用いて算出した。(N：円周方向上の二次元コードのセル数)

$$C_S\,(\%) = \left(\frac{D(N-1)}{L_0}\,arcsin\left(\frac{L_0}{(N-1)D}\right) - 1\right) \times 100 \qquad (2)$$

AN は C_S の値から(3)式を用いて算出した。(X_{avg} : ケーブル長手方向のセル間隔平均、Y_{avg} : 円周方向のセル間隔平均) 設定上のセルは正方形であり、曲面の影響により Y 方向にのみセル間隔が増加する。今回は X 方向の Cs を 0 (%)とし、Y_{avg} を(4)式を用いて算出した。

$$AN\,(\%) = \frac{|X_{avg} - Y_{avg}|}{(X_{avg} + Y_{avg})/2} \times 100 \qquad (3)$$

$$Y_{avg} = X_{avg}\left(1 + \frac{C_S}{100}\right) \qquad (4)$$

表 2 に変数値と計算結果を示す。AN は一般に読み取り可能な最低品質とされているグレード C 以上の基準 (AN ≦ 10 %)を十分に満たしている。したがって、ケーブルの形状が印字品質へ与える影響は軽微である。また、ケーブルは外径が小さいほど曲率が大きくなるため、外径が 25mm 以上であれば同様に印字品質への影響は軽微と考えられる。

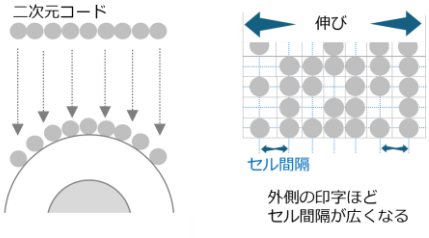


図 3 ケーブル円周上における二次元コードのセル配置
Fig.3. Cell arrangement of 2D code on the cable circumference

表 2 変数値と計算結果
Table 2. Variable values and calculation results

L_0 (mm)	D (mm)	N	E_L (%)	C_S (%)	AN (%)
6	25	16	0.986	0.004	0.004
7			1.355	0.006	0.006

＜4・2＞印字方法による影響

二次元コードは、ラインを移動するケーブルに対して印字するため、印字対象である電力ケーブルには常に揺れが生じている。この時、ケーブルの揺れにより印字に乱れが生じ、読み取り不可となる恐れがある。

製品に印字した二次元コードを観察したところ、インクの濃度のばらつきや印字位置のずれが確認された。どちらも製造時の揺れによりこれらの現象が発生したと考えられる。二次元コードのかすれは印字品質の評価項目であるシンボル反射率、印字位置のずれは軸不均一性(AN)の品質低下の原因になる。

以上のことから、本稿で用いた二次元コードの印字品質について、ケーブル形状の影響は軽微であるが、印字方法についてはさらに改良を加えていく。

５．まとめ

電力ケーブルのトレーサビリティを現場で容易に正確に確認できる方法を実用化した。識別子を用いたトレーサビリティの確認は、電力ケーブルだけでなく電力機器および工事など、電力システムでの利用も見込まれる。今後、様々な製品データを連携させることで、電力インフラ市場における課題解決に寄与することが期待される。

©2026 IEE Japan

大容量送電用三相同一軸型高温超電導ケーブルの長距離化に適した構成

小菅　誠也*，富岡　和貴，長崎　陽，津田　理（東北大学）

Optimal Cable Design of Tri-axial HTS Cables for Long-distance Power Transmission.
Seiya Kosuga, Kazuki Tomioka, Yoh Nagasaki, Makoto Tsuda (Tohoku University)

１．まえがき

近年、脱炭素社会の実現に向けて再エネ電源の導入が加速している。中でも洋上風力発電では大規模化や集約化が進展しており、今後は大容量の海底送電用ケーブルの整備が不可欠となる。これまでに、三相同一軸型高温超電導（HTS）ケーブルを海底送電用ケーブルに適用することを想定し、単一の冷却ステーションで冷却可能な HTS ケーブル長の最大化に適したケーブル構成について検討してきた[(1)]。送電容量増大に伴い HTS テープ線の使用量は増加するため多層化が必要となるが、多層化はケーブル径を縮小し、外部からの侵入熱を低減できる一方で交流損失の増加を招く。そこで、本研究では各相の層数と侵入熱および交流損失の関係を明確にし、大容量送電用 HTS ケーブルの長距離化に適したケーブル構成を、数値解析に基づいて検討した。

２．解析手法

本解析で用いた HTS ケーブルの諸元を Table.1 に示す。ケーブル内の圧力損失を考慮し、ケーブル内部と冷媒の温度分布および HTS テープ線内の電流分布を、有限要素法により解析した。ケーブル内部には、温度分布を調整するための低熱伝導層を設け、ケーブル入口（内側）から過冷却窒素(65K)を供給した場合に、ケーブル出口（外側）における液体窒素温度が 77K に達するケーブル長を送電可能距離とした。なお、ケーブルの電流負荷率は 0.75 とし，送電容量（100～1000 MW）に応じて各相の径を変化させた。

３．解析結果および考察

各送電容量において、各相を 1～3 層で構成した場合の送電可能な最大ケーブル長の解析結果を Fig. 1 に示す。解析結果より、送電容量が 200 MW 以下では、1 層構成の場合にケーブル長が最大となるが、200 MW 以上では、多くの場合で 3 層構成が最大となった。200 MW 以下では、1 層構成でもケーブル外径を 3 層構造と同じにして侵入熱を抑制できる。一方、3 層構成では、超電導層の最外層径が 1 層構成よりも大きくなり、これに伴って圧力損失が増加するため、送電可能距離が 1 層構成より短くなった。一方、200 MW 以上では、例えば 500 MW の場合、1 層構成における侵入熱および交流損失はそれぞれ 3.5 W/m および 0.03 W/m であるのに対し、3 層構成ではそれぞれ 1.5 W/m および 0.18 W/m となった。送電容量の増大に伴いケーブル外径が大きくなることで、侵入熱に対する層数の影響が顕著となり、結果として 3 層構成の全熱損失が最小となった。このことから、送電容量の増加に伴い、交流損失よりも侵入熱の影響が支配的となり、ケーブル外径を低減可能な多層構造が長距離化に有利であることがわかった。

表 1　超電導ケーブルの解析諸元
Table.1　Specifications of HTS cable

System Voltage　[kV]	33
Transmission Capacity [MW]	100 - 1000
U-phase radius [mm]	30.89
Distance between tapes [mm]	0.1
Cupper thickness [mm]	0.01
HTS tape thickness [mm]	0.1
Insulation thickness [mm]	4
Low thermal conductivity layer [mm]	10
SI thickness [mm]	15
Load Factor	0.75

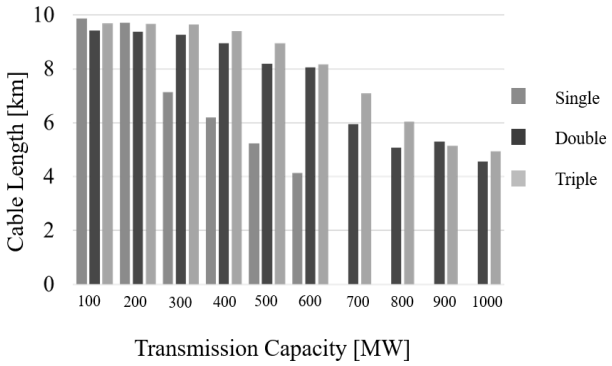


図 1 各相の層数とケーブル最長距離の関係
Fig. 1: Relationship between the number of layers vs. Maximum cable length

文　献

(1) N. Endo, et al.: Abstracts of CSSJ Conference, Vol. 96 (2018) p.159
(2) K. Tomioka, et al.:Abstracts of CSSJ Conference, Vol.100 (2020) p.141

©2026 IEE Japan

直流用非架橋材料の開発（その 1）

泉　直毅*，松原　貴幸，角南　昴恭，山﨑　智（住友電気工業株式会社）

Development of Non-Crosslinked material for Direct Current Applications

Naoki Izumi, Takayuki Matsubara, Ukyo Sunami, Satoshi Yamasaki (Sumitomo Electric Industries, Ltd.)

１．まえがき

近年の環境志向の高まりを受け、再生エネルギーの普及が進み、それに伴い直流ケーブルの需要も増加している。現在、電力ケーブルの絶縁体は架橋ポリエチレン(XLPE)が主流となっている。XLPE は絶縁性、耐熱性に優れているが、架橋されているためマテリアルリサイクルができない。また、製造時に架橋・乾燥工程が必須となるため、製造時の消費電力が増え、リードタイムも延びる課題がある。一方、非架橋材料は架橋が不要なため、これらの課題を解決でき、より環境に優しいケーブルを製造できる。

このため、直流特性に優れた非架橋材料の開発を進めているが、今回、架橋・乾燥工程を省略し作製した絶縁体厚み 9mm のケーブルの直流特性を評価したので報告する。

２．試料および実験方法

＜2・1＞試料　ポリプロピレンをベースに開発した非架橋材料の絶縁体、および半導電層(内部および外部)を、導体(断面積 200mm^2)上に三層を同時に押出被覆した。絶縁体の厚みは 9mm で架橋・乾燥工程を経ず、このケーブルを以下の評価に供試した。

＜2・2＞実験方法

体積抵抗率分布の評価：ケーブルの絶縁体をシート化したサンプルを使用し、90℃の体積抵抗率を電流積分電荷(Q(t))法にて評価した。さらに、シートの採取位置からケーブルの厚み方向の体積抵抗率分布を評価した。

空間電荷密度分布の評価：ケーブルを使用し、30℃の状態で直流-180kV を 5 時間印加し、空間電荷密度分布をパルス静電応力(PEA)法にて評価した。

３．結果および考察

図 1 に 90℃における体積抵抗率分布の評価結果を示す。なお、横軸はケーブルの絶縁体厚を比で示し、ケーブル絶縁体の外側を 0%とした。図 1 に示す通りケーブル絶縁体の厚み方向で体積抵抗率に差が無い結果となった。非架橋材料では、架橋剤分解残渣が存在しないため、厚みによらず体積抵抗率が安定したと考えられる。これは、高電圧向けにより絶縁体を厚くした場合でも、体積抵抗率が安定し、XLPE よりも品質面で有利に働くと期待される。

次に、30℃における空間電荷密度分布の評価結果を図 2 に示す。なお、これも横軸はケーブルの絶縁体厚を比で示し、ケーブル絶縁体の外側を 0%とした。図 2 より、電圧印加から 5 時間経過後まで、絶縁体中の空間電荷密度分布に顕著な変化は生じず、空間電荷の蓄積がほとんどないと考えられる結果となった。

これらの結果から、本材料は体積抵抗率が安定し、空間電荷が蓄積しにくく、直流特性が優れていると言える。

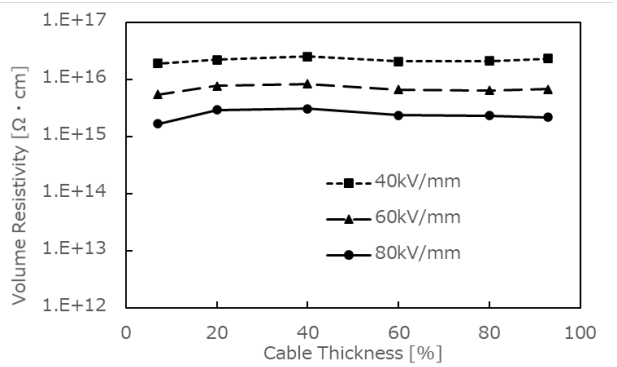


図 1. ケーブル厚み方向の体積抵抗率分布（90℃）
Fig.1. Volume resistivity in the thickness direction of cable (90℃)

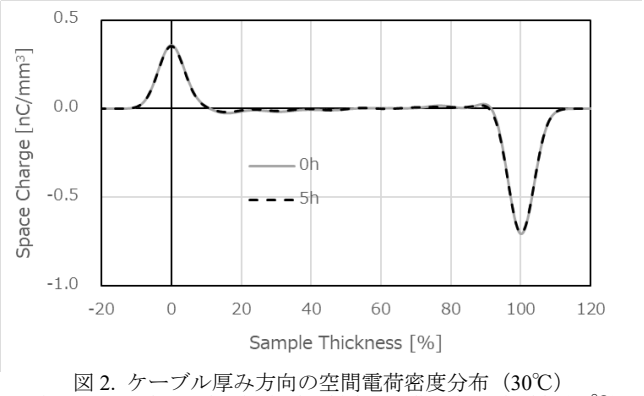


図 2. ケーブル厚み方向の空間電荷密度分布（30℃）
Fig.2. Space charge density in the thickness direction of cable (30℃)

４．結言

今回開発した直流用非架橋材料は、絶縁体 9mm 厚のケーブルを用いて評価した結果、体積抵抗率や空間電荷蓄積に関して良好な特性を確認でき、直流ケーブルに適用できる可能性が示唆された。今後は、直流ケーブルに求められる諸特性を評価しつつ、超高圧向けに絶縁体を厚くしたケーブルの試作、評価も進めていく予定である。

©2026 IEE Japan

難燃防蟻ケーブル用高硬度シース材料の開発

北嶋　乃樹*，桑崎　悠介（古河電気工業株式会社）

Development of high-hardness sheath material for flame-retardant anti-termite power cable

Daiki Kitajima, Yusuke Kuwasaki (Furukawa Electric co., ltd.)

１．まえがき

従来の防蟻ケーブルは、防蟻層にナイロンを用いた多層シース構造を採用していた。暗渠布設で難燃性が求められる場合は、内層にビニル、中層にナイロン、外層に難燃ビニルを組み合わせた三層シース構造が一般的であった。このため、外径や重量が増加し、汎用ケーブルに比べてドラム巻量の減少や布設時の取り扱い性の低下など、様々な課題が生じていた。そこで今回、難燃性と防蟻性を両立するビニルシース材料を新たに開発し、単層シース構造の難燃防蟻ケーブルを実用化した。

２．材料開発

防蟻効果を有する添加剤を配合した開発済みの材料と異なり、ナイロンを防蟻層に用いる設計思想と同様に難燃ビニルを高硬度化した材料（以下、高硬度タイプ）について検討を行った（1)。

高硬度タイプの防蟻性はタイプ D デュロメータ硬度試験によって評価する。硬度 65 以上で蟻による食害が起こりにくく、68 以上でほとんど食害が発生しないことが知られている（2)。汎用ケーブルのビニル材料で硬度を高めるためには、従来処方から含まれる材料の配合比率を調整する必要がある。配合量を減らすことで要求特性を維持したまま硬度を一定程度高めることは可能だが、防蟻ケーブルに求められる硬度まで引き上げると、従来処方では全ての特性を満足する材料を見出すことは極めて困難であった（図)。

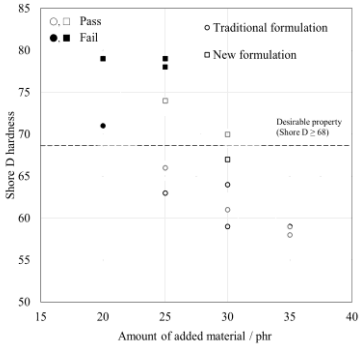


図　材料の添加量と硬度の関係

Fig.: Relationship between additive content and hardness

そこで、新規処方を考案し、適正範囲で配合することで、特性のバランスを図った。従来処方では硬度を高めると柔軟性が大きく損なわれる傾向があったが、新規処方では硬度 68 以上の領域が広く、特性の調整が容易であった。この結果、硬度低下を防ぎつつ機械特性と防蟻性を両立させた。最終的には、シートサンプルでの強制食害試験において、防蟻性能を有することを確認した。

３．特性

開発した材料と当該材料を単層シースとして用いて試作したケーブル（66kV CV 1×80㎟、シース厚さ：3.5㎜）の特性を下表に示す。

表　特性評価結果

Table: Sheath material and cable test results

試験項目		要求特性	結果
シース材料	引張試験	引張強さ：18MPa 以上 伸び：200%以上	21.1 MPa 320 %
	加熱老化試験	引張強さ：老化前の値の 85%以上 伸び：老化前の値の 80%以上	100 % 98 %
	耐油性	引張強さ：浸漬前の値の 80%以上 伸び：浸漬前の値の 60%以上	100 % 90 %
	耐寒性	-15℃で破壊しないこと	破壊せず
	硬さ	HDD65 以上 (5 秒値)	69
	酸素指数	26 以上	33
ケーブル	曲げ	遮蔽層外径の 15 倍以下の直径での曲げ 5 往復にて異常の無い事	異常無し
	難燃性	IEEE std. 383 にてシース燃焼長が 1200mm 以下となる事	720㎜

４．まとめ

防蟻性能とその他要求特性を満たすために組成を最適化し、ケーブルとしての柔軟性を維持した難燃防蟻ビニルシース材料を開発した。これにより、難燃防蟻仕様のケーブルにおいて、従来の三層シース構造から単層シース構造に置き換えることが可能となった。

文献

(1)北嶋,桑崎「難燃防蟻ケーブル用シース材料の開発」：令 6 電気学会全大　7-106

(2)Yves 他「A NEW SPECIFICATION TO CHECK CABLE SHEATH RESISTANCE TO TERMITES」：Jicable’07 7th International Conference on Power Insulated Cables　B.1.5

©2026 IEE Japan

ドライエアを用いたガス中終端接続部の検証

石坂　航平*，森　大樹（古河電気工業）

Verification of Cable Sealing End for GIS using Dry Air

Kohei Ishizaka, Hiroki Mori (Furukawa Electric Co., Ltd.)

１．はじめに

これまで電力機器の絶縁媒体として数多く SF6 ガスが使用されてきたが、海外をはじめとした環境規制により、国内でも排出削減が求められている(1)。このため、SF6 ガスに代わる代替ガスの開発や代替ガスに合わせた電力機器の開発が進められている。

今回、SF6 ガスの代替ガスとして乾燥空気（以下、「ドライエア」とする）を用いた 66/77 kV 級電力ケーブルのガス中終端接続部の電気試験（JEC-3408:2015）を実施したので以下に報告する。

２．ガス中終端接続部

本試験のガス中終端接続部は従来の SF6 ガスタイプと同様の設計であり、導体の着脱が可能なスリップオン式ガス中終端接続部を用いた。また、ケーブル外導処理方法については、施工の簡素化を目的として、新規開発の導電ペイント方式を採用し、スキルレス化と施工時間短縮を図った。

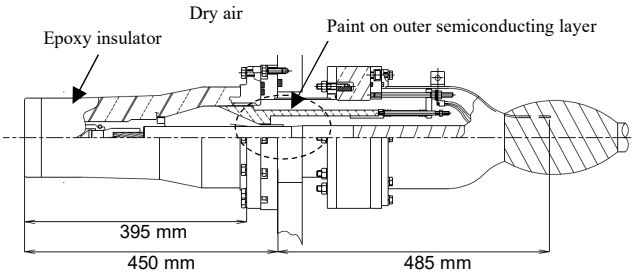


図 1　スリップオン式ガス中終端接続部

Fig.1 Cable Sealing End for GIS (plug-in type)

３．電気試験結果

今回の試験では露点温度-60℃以下のドライエアを選定した。また、試験は常温状態かつガス圧 0.45 MPa となる条件で実施した。各種試験結果を表 1 に示す。

さらに、雷インパルス耐電圧試験後に負極性のみ 20 kV/3 回ステップで試料が絶縁破壊するまで試験を継続し、計 4 回破壊させるまで試験を実施した。雷インパルス破壊試験結果を図 2 に示す。

試験後の解体調査により、シールドリング-ケース間とエポキシ-ドライエア界面間で破壊が生じていることを確認した。

表 1 電気試験結果

Tabel.1 Electrical test results

Test Items	Test Condition	Test Result
Partial Discharge Test	95 kV × 10 min	Pass
AC Withstand Voltage Test	135 kV→150 kV→165 kV (1step is 60 min)	Pass
Lightning Impulse Withstand Voltage Test	±400 kV, ±485 kV, ±550 kV (3 tests per polarity/test voltage)	Pass

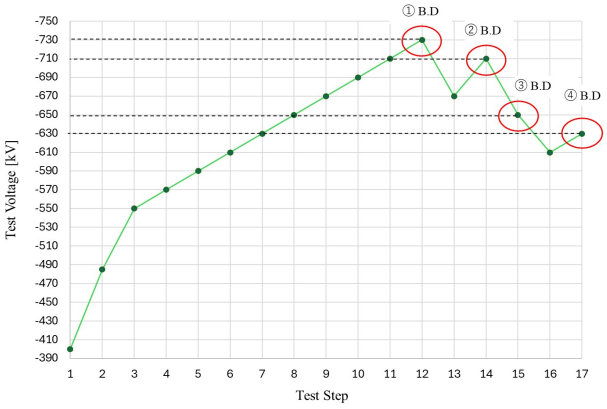


図 2 雷インパルス破壊試験結果

Fig.2 Lightning impulse breakdown test results

４．まとめ

JEC-3408:2015 の形式試験と同等の試験についてすべて良となる結果を得た。雷インパルス破壊試験の 1 回目の破壊以降、電圧が回復することを確認した。これは固体絶縁部の破壊ではなく、ドライエアによる破壊であった。

したがって、今回用いたドライエアと同等の性能であれば、従来設計のガス中終端接続部でも絶縁性能上問題ない可能性を示唆する結果を得ることができた。

文　献

(1)（一社）日本電機工業会：SF6 ガス代替技術への移行に向けたロードマップ，2022 年

©2026 IEE Japan

異なる絶縁材料における直流課電での水トリー形成特性

山田　綾音*，金谷　考洋（古河電気工業株式会社）

Water Tree Formation Characteristics under DC Stress in Different Insulation Materials

Ayane Yamada, Takahiro Kanaya (Furukawa Electric Co., Ltd.)

１．まえがき

洋上風力発電の拡大により長距離送電の需要が高まり、送電損失が少ない HVDC ケーブルの需要が高まっている。一方、AC 用ケーブルではコストや鉛使用量削減の観点から、遮水層を持たない semi-wet や wet 構造が検討されており、将来的に DC 用ケーブルにも同様の構造が求められる可能性がある。遮水層を持たない構造では、絶縁体への水分浸入による水トリー発生が懸念される。現状、DC 課電での水トリーに関する研究は、AC 課電と比べて少なく、その中には「DC ストレス下では水トリーはほとんど発生しない」とする報告もある [1]。本研究では、DC 課電での水トリー形成を調査するため、異なる絶縁材料を使用したミニチュアケーブルを用いて、浸水課電試験を実施した。

２．試料および実験方法

＜2・1＞試料

絶縁材料として、DC-XLPE、AC-XLPE、AC 用途の水トリー抑制型 XLPE（TR-XLPE）の 3 種類を用いた。TR-XLPE には、水トリー抑制を目的として親水性分子が付与されている。これらを用いて、内部半導電層と外部半導電層を備えた絶縁厚 1 mm のミニチュアケーブルを作製した。

＜2・2＞浸水課電試験

ミニチュアケーブルを人工海水に浸漬した状態で、DC ±40 kV/mm、±20 kV/mm、および AC 28 kV/mm（50 Hz）を 7 日間印加した。温度条件は、90 ℃ ヒートサイクル（HC）（90℃で 8 時間、常温で 16 時間）とした。

＜2・3＞水トリー観察

浸水課電試験終了後、ケーブルを煮沸することで絶縁体に十分に水分を浸透させた。その後、ケーブルを 1 mm 厚で 10 枚スライスした。スライス片を透過液に浸漬し、光学顕微鏡で観察することで水トリーの有無を確認した。

＜2・4＞水分量測定

浸水課電試験終了後、ケーブルから絶縁体を削り出し、カール・フィッシャー法を用いて水分含有量を測定した。

３．結果および考察

＜3・1＞DC 課電における水トリーの成長性

図 1 に、−40 kV/mm および−20 kV/mm で課電した後の各絶縁材料における最大水トリー長を示す。

DC-XLPE では、いずれの電界条件においても水トリーの発生は認められず、高い耐水トリー性を示した。一方、TR-XLPE では、3 種類の材料の中で最も長く水トリーが成長した。また、正極課電時においても同様の傾向を示した。

TR-XLPE について、−40 kV/mm 印加時、試験開始から 20 時間以内に絶縁破壊が発生したため、図 1 に示す値は破壊時点での最大水トリー長である。このとき、水トリーは短時間で絶縁厚の約 30 %に達した。以上の結果から、DC ストレス下においても、材料特性や課電条件によっては水トリーが短時間で発生・成長することが明らかとなった。

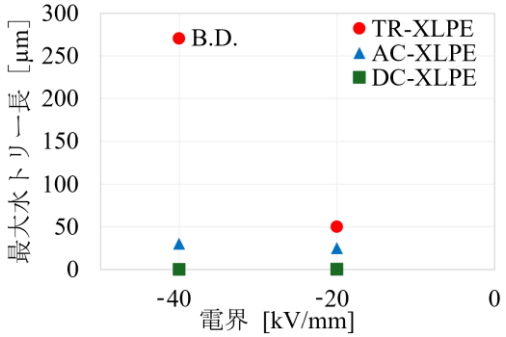


図 1 DC 課電における材料ごとの最大水トリー長、
B.D.は絶縁破壊が起きたことを表す
Fig.1. Maximum water tree lengths for different insulation materials under DC voltage application.
B.D. indicates insulation breakdown during the test.

＜3・2＞DC 課電と AC 課電の比較

図 2 に、DC 課電試験（＋40 kV/mm）および AC 課電試験（28 kV/mm）後の各絶縁材料の水分量と最大水トリー長の関係を示す。

親水性分子が付与された TR-XLPE は、他の材料と比較して水分量が顕著に高かった。最大水トリー長に着目すると、TR-XLPE のみが、AC 課電よりも DC 課電において水トリーがより長く成長した。さらに、他の材料と比較すると、TR-XLPE は AC 課電では 3 種類の中で最も短い水トリー長を示した一方、DC 課電では最も長く成長した。以上の結果から、AC 用途の TR-XLPE は AC ストレス下では水トリー

©2026 IEE Japan

抑制効果を示すものの、DC ストレス下ではその効果を示さず、むしろ他材料と比べて水トリーが伸びやすいことが明らかとなった。

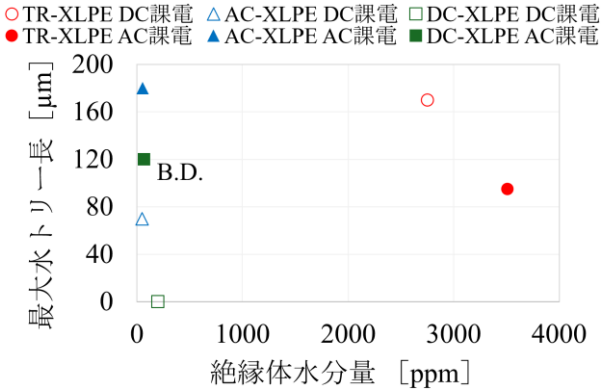


図 2 課電後の絶縁体水分量と最大水トリー長の関係、B.D.は絶縁破壊が起きたことを表す
Fig.2. Relationship between insulation moisture content after voltage application and maximum water tree length.
BD indicates insulation breakdown during the test.

TR-XLPE には親水性分子が含まれており、これらは絶縁体中の水分を分散させることで局所的な水の集中を防ぎ、水トリー抑制に寄与するとされている [2]。

図 3 に、AC および DC ストレス下における TR-XLPE 内での水分の挙動を示す。AC ストレス下では、電界が頻繁に反転するため水分の移動が繰り返し起こり、親水基が移動する水分をその都度捕捉することで、水トリーの起点となるヤケや異物への水分の局所集中を防ぐ効果が期待できる。一方、DC ストレス下では電界方向が一定であるため水分の移動は起こりにくく、親水基による分散効果はほとんど発揮されない。むしろ、親水基が水分を保持しやすい場所となり、局所的な水の集中を助長する可能性がある。さらに、親水基の存在は絶縁材料全体の水分量を増加させる要因ともなるため、DC ストレス下では分散効果よりも水分量増加の影響が支配的となり、水トリーの発生・成長を促進するリスクが高まると考えられる。

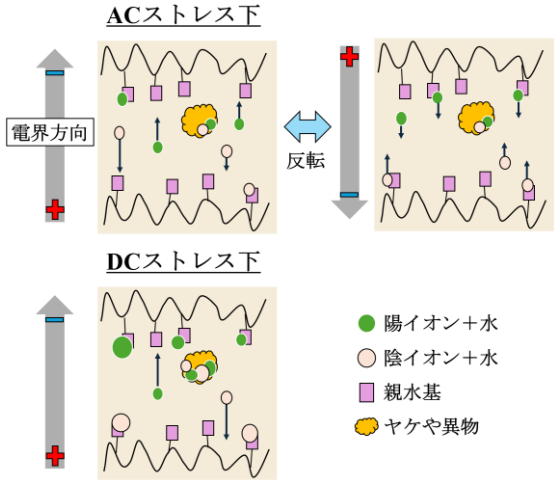
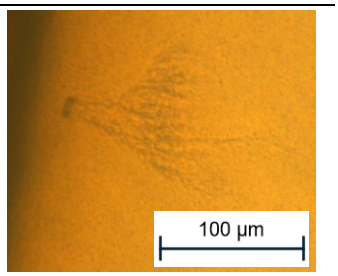
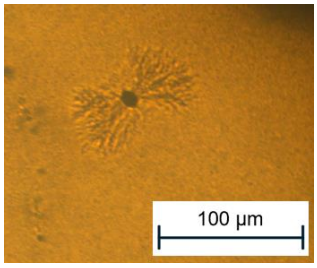


図 3 AC および DC ストレス下での TR-XLPE 内の水分挙動
Fig.3. Moisture behavior in TR-XLPE under AC and DC stress.

表 1 に、TR-XLPE における DC 課電および AC 課電下で観察された水トリーの顕微鏡写真を示す。DC 課電では、発生点から片側方向に伸びる水トリーが観察された。また、課電極性を反転させると成長方向が逆転し、電界方向に沿って伸長した。一方、電界方向が周期的に変化する AC 課電では、発生点を中心に対称的に伸びる水トリーが確認された。これらの結果から、水トリーの成長は電界方向に強く依存することが明らかとなった。

表 1 DC および AC ストレス下において TR-XLPE で発生した水トリーの形状
Table 1. Water tree shapes formed in TR-XLPE under DC and AC

課電条件	水トリーの形状
DC +40kV/mm	
AC 28 kV/mm	

４．結言

DC-XLPE、AC-XLPE、AC 用途の水トリー抑制型 XLPE（TR-XLPE）の 3 種類の絶縁材料を用いて、DC 課電における水トリー形成について調査した。

DC-XLPE は DC ストレス下で優れた耐水トリー性を示した。一方、DC ストレス下では水トリーはほとんど発生しないとの報告もある中、TR-XLPE は DC ストレス下にて短時間で水トリーが発生・成長することを確認した。

DC ストレス下と AC ストレス下を比較すると、TR-XLPE は AC においては水トリー抑制効果がみられるが、DC では他材料よりも水トリーが伸びやすいことがわかった。これらの結果から、将来的に遮水層を持たない DC ケーブルを検討する場合、DC ストレス下での水トリー形成を考慮した材料選定が重要であることが示唆される。

文　献

(1) K Jaghannath: Proc. 65th IRF Int. Conf., 84～93 (2016)

(2) S Boggs, JJ Xu: IEEE Electr. Insul. Mag., 17. 23～29 (2001)

©2026 IEE Japan

交流重畳活線劣化診断における
商用電圧高調波成分の影響に関する研究

中野　晃一*，小山　勇人，大髙　巖，木口　知弘，小林　昌史，谷口　竜男，大貫　幸一
（東京電設サービス株式会社）

A Study on the Influence of Harmonic Components in AC Superposition Methods

Kouichi Nakano, Hayato Koyama, Iwao Ootaka, Tomohiro Kiguchi, Masafumi Kobayashi, Tatsuo Taniguchi, Kouichi Oonuki
(Tokyo Densetsu Service Co. Ltd,)

１．まえがき

高圧電力ケーブルの活線劣化診断は，安定的な電力供給を維持する上でその重要性が年々高まっている。筆者らは，交流重畳活線劣化診断（以下，活線診断）のさらなる診断精度向上に取り組んでいる。近年，エレクトロニクスの発展に伴い半導体を応用した整流回路を持つ機器より高調波電流が電力系統に流出しており，「高調波環境目標レベル」を維持するため資源エネルギー庁より，高圧または特別高圧で受電する需要家，課電・汎用品を対象に，高調波抑制ガイドラインが制定されてはいるものの，高調波問題は現在も続いているのが実態である。活線診断は，商用周波電圧が印加されている高圧 CV ケーブルに，接地線から異周波の重畳電圧を印加し，水トリーの電圧-電流の非線形特性を起因として発生する相互変調周波数の電流を，劣化信号として検出する[(1)(2)]。現行の電力系統では，高調波の含有は避けられない状況であり，これら高調波が劣化信号（以下，Isa）に及ぼす影響を検証した結果について報告する。

２．実験方法

図 1 に実験回路を示す。新品 6kVCV ケーブル(2016 年製，E-T 方式)に計器用変圧器（以下：VT）を直列に挿入し，VT の励磁電流特性により水トリーの非線形特性を模擬した。高調波を含む系統電圧を模擬する為，NF 社製 電圧三相保護リレー試験器(RX 4718)により任意の周波数の電圧を発生させ，試験用変圧器で昇圧して試料に課電し，活線診断装置で Isa を取得した。

３．実験結果

Isa の結果を表 1 に，50Hz 印加時の Isa の FFT スペクトルを図 2 に示す。なお比較として VT を挿入せずに新品ケーブルのみを用いた結果も記載する。

＜3・1＞VT 挿入　　まず 1Hz 帯に特徴的なスペクトルを検出していることが分かる。次に，測定される Isa は，商用周波(50Hz)単体と比較して，第 3 高調波(150Hz)を重畳すると大きくなる。しかし，第 5 高調波(250Hz)を重畳しても Isa は有意に変化しない。

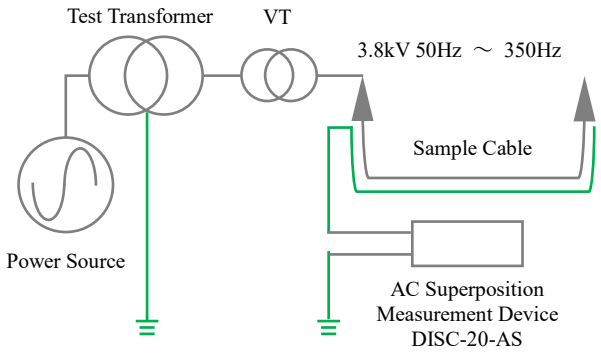


図 1　実験回路
Fig 1. Power Frequency Test Circuit

＜3・2＞新品ケーブル単体　　Isa の大きさは極めて小さく，高調波を印加しても有意な差は確認されない。また 1Hz 帯の特徴的なスペクトルは確認されなかった。

＜3・3＞第 3 高調波含有率と Isa の相関　　さらに VT 挿入の場合において，第 3 高調波（150Hz）の含有率に対する Isa の変化を確認した。結果を図 3 に示す。第 3 高調波の含有率が 3%を超えると基本波の劣化信号 Isa と比較して 1 割以上増加することを確認した。

表 1　実験結果
Table 1. Diagnostic Results Obtained by Various Combination of Power Frequency

Sample	Frequency [Hz]	Isa [nA]
Simulated Degradation	50	9.14
	50+150*	17.23
	50+250**	9.70
New cable	50	0.50
	50+150	0.33
	50+250	0.42

注）高調波含有率 10%での結果

©2026 IEE Japan

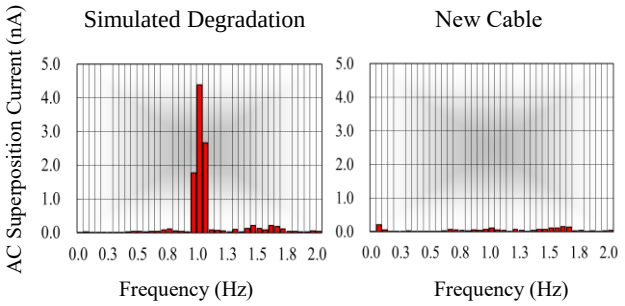


図 2. 50Hz 印加時の活線診断結果（FFT 換算値）

Fig 2. Results of On-line diagnostic device under 50 Hz applied (FFT-converted Isa values)

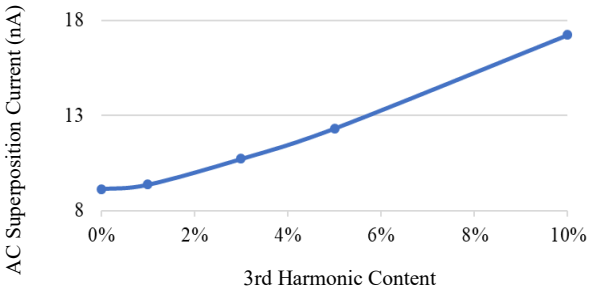


図 3. VT 挿入時の第 3 高調波成分含有率と Isa の相関

Fig 3. Correlation between the Third Harmonic Content and Isa with VT

４．考察

＜4・1＞水トリーの電圧-電流非線形特性

交流電圧下における水トリーの印加電圧 V に対する電流 I は，V の 1 乗と 3 乗の項の和で近似できる(3)。

$$I = \frac{1}{r}(V + kV^3) \qquad [1]$$

[1]式で与えられる特性を示す非線形要素に対して，3 種の異なる周波数（$\omega_1=2\pi f_1$ ，$\omega_2=2\pi f_2$ ，$\omega_3=2\pi f_3$ ）からなる電圧（[2]式）を入力した場合の応答は[3]式の通りである。ただし，各々の電圧の位相差は考慮せず，[1]式の特性は周波数 f_1 ，f_2 ，f_3 間で周波数依存性を持たないとする。

$$V = V_1 \sin \omega_1 t + V_2 \sin \omega_2 t + V_3 \sin \omega_3 t \qquad [2]$$

$$\begin{aligned} I = \frac{1}{r}(V + kV^3) &= \Sigma_{i=1,2,3} I_{\omega i} \sin \omega_i t + \Sigma_{i=1,2,3} I_{3\omega i} \sin 3\omega_i t \\ &+ \Sigma_{i,j=1,2,3(i\neq j)} I_{2\omega i+\omega j} \sin (2\omega_i+\omega_j)t \\ &+ \Sigma_{i,j=1,2,3(i\neq j)} I_{2\omega i-\omega j} \sin (2\omega_i-\omega_j)t \\ &+ I_{\omega 1+\omega 2+\omega 3} \sin (\omega_1+\omega_2+\omega_3)t \\ &+ I_{\omega 1-\omega 2+\omega 3} \sin (\omega_1-\omega_2+\omega_3)t \\ &+ I_{\omega 1+\omega 2-\omega 3} \sin (\omega_1+\omega_2-\omega_3)t \\ &+ I_{\omega 1-\omega 2-\omega 3} \sin (\omega_1-\omega_2-\omega_3)t \end{aligned} \qquad [3]$$

ここで，$I_{\omega i}$ . . . $I_{\omega 1-\omega 2-\omega 3}$ は r,k,V で表される定数。

このように，3 種の異なる周波数 f_1，f_2，f_3 を非線形要素に入力した場合，相互変調歪み現象に起因する周波数成分として $2f_i \pm f_j$ $(i,j=1,2,3,\ i\neq j)$，$f_1 \pm f_2 \pm f_3$（複合任意）が発生する。

＜4・2＞商用周波に第 3 高調波が含まれる場合

f_1 =50Hz（商用周波），f_2 =150Hz（第 3 高調波），f_3 =101Hz（重畳周波）とすると，Isa の 1Hz 成分は，商用周波と重畳周波による相互変調波である 2 f_1 - f_3 に加え，3 波相互変調波である f_1 - f_2+ f_3 が寄与する。（表中*部）

＜4・3＞商用周波に第 5 高調波が含まれる場合

f_1 =50Hz（商用周波），f_2 =250Hz（第 5 次高調波），f_3 =101Hz（重畳周波）とした場合，上記と同様に相互変調の 2f_1-f_3 により Isa は 1Hz 成分を含むものの，第 5 高調波を含めた 3 波相互変調波である $f_1 \pm f_2 \pm f_3$（複合任意）には 1Hz 成分が含まれない。（表中**部）

これらの 3 波異周波電圧の 3 次非線形応答についての考察は，表 1 の実験結果と一致する。

５．まとめ

高圧 CV ケーブルを対象とした交流重畳活線劣化診断時における，電力系統の高調波が劣化信号 Isa に及ぼす影響について検証した。得られた知見を以下にまとめる。

1）水トリー劣化による電圧-電流の非線形特性を計器用変圧器により模擬した場合，第 3 高調波が含まれると劣化信号 Isa が増加する。また，劣化信号 Isa は第 3 高調波成分含有率と正の相関が確認できた。

2）第 3 高調波の含有率が 3%を超えると基本波の劣化信号 Isa と比較して 1 割以上増加した。

3）商用周波(50Hz)印加の新品ケーブルについては，劣化信号 Isa はほぼ検出されず，高調波成分が含まれていても劣化信号 Isa は増加しない。

筆者らは，得られた知見を元に，活線診断に合わせてお客様構内設備における高調波成分の実測・評価を行い，実際の劣化ケーブルによる検証によって本研究の有効性を確認する予定である。今後研究を進め、現行判定基準の精緻化に寄与するよう，診断精度のさらなる向上を図る。

文　献

（1）熊澤，堀田，杉山，橋詰，谷：「6kV 級 CV ケーブルの新しい活線劣化診断法（交流重畳法）」電気学会論文誌 Vol.117-b,No.12 P1538～1544（1997）

（2）熊澤，堀田，杉山，橋詰，谷：「交流重畳法の水トリー劣化診断原理に関する理論的考察」電気学会論文誌 Vol.119-b,No.4 P491～499（1999）

（3）八木，田中，武藤，木村：「損失電流高調波成分による CV ケーブル劣化診断法の検討」電気学会論文誌 B Vol.119-B No4 P438～444（1999）

©2026 IEE Japan

CV ケーブル絶縁劣化診断における 非線形伝導素子の特性および活用に関する研究

大髙　巖*，小山　勇人，中野　晃一（東京電設サービス）

A Study of Characteristics and Utilization of Non-linear Device for Degradation Diagnosis of XLPE Cable

Iwao Ootaka*, Hayato Koyama, Kouichi Nakano (Tokyo Densetsu Service Co., Ltd.)

１．まえがき

一般的に，CV ケーブルの水トリーは非線形伝導特性を有することが知られており[1]，特に交流印加により劣化信号を検出する交流重畳活線劣化診断（以下，活線診断）では，その特性を利用して絶縁劣化診断を行っている[2][3]。診断装置の動作確認用として劣化信号発生試料を測定したいものの，水トリー試料を安定的，継続的に作成・保管することは容易ではない。そこで水トリー以外の固体で非線形伝導特性をもつ素子があれば，診断装置の動作確認が容易となると考え，おもに計器用変圧器（以下 VT）に着目し，劣化診断における標準素子としての適用可能性を確認したので報告する。

２．実験の概要

＜2・1＞非線形伝導特性をもつ素子の選定　　変圧器は一般的に鉄心の磁化特性に起因する非線形特性を有しているといわれる。そこで小型で取り扱いが容易なエポキシ製 VT を，非線形伝導素子として選定した。またエポキシはマイカと複合して使用されることもあるため（エポキシマイカ絶縁），あわせてマイカテープについても実験を行った。

＜2・2＞VT の測定回路　図 1 に測定回路を示す。ケーブルを模した標準コンデンサと VT を直列に接続し，印加電圧（50Hz）と充電電流を同時に測定した。両者はデジタル信号に変換された後に，PC を用いて各々のゼロクロスを合致させるように電流信号をシフトさせ，電圧－電流のリサージュ図形を描画させた。なお，電圧は AC50Hz×3.8kV（6.6kV 三相ケーブルの対地電圧）とした。

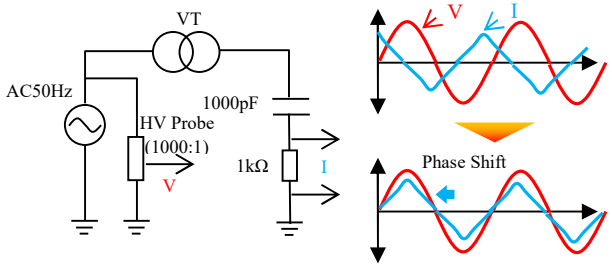


図 1　VT の測定回路

Fig. 1. Measurement Circuit of VT

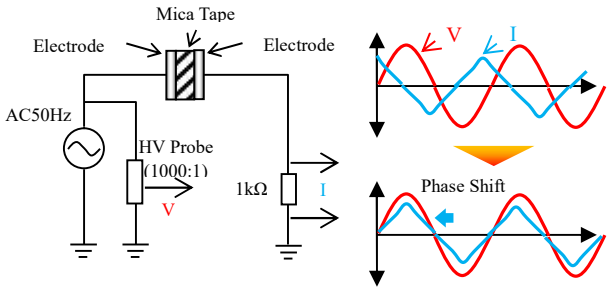


図 2　マイカテープの測定回路

Fig. 2. Measurement Circuit of Mica Tape

＜2・3＞マイカテープの測定回路　　図 2 に測定回路を示す。今回用いたマイカテープは t=0.16mm であり，ガラス布とシリコーン粘着剤が積層されている製品である。この試料を JISC2110 の電極ではさみ AC50Hz×600V で課電した。

＜2・4＞実験結果　　VT の信号処理後の電圧および電流波形を図 3 に，リサージュ図形を図 4 に示す。また，マイカテープの電圧および電流波形を図 5 に，リサージュ図形を図 6 に示す。VT では文献[2]に示される水トリーのリサージュ図形と類似の波形が得られた。また，マイカテープでもリサージュ図形に非線形伝導特性を示す波形歪みが認められた。これら図形の 3 次の近似式は，いずれも文献[3]に示される水トリーの非線形伝導特性の近似式と同様であり，よってこれらが水トリーと類似の非線形抵抗特性をもつ素子である可能性を確認できたこととなる。

３．活線診断装置での確認

以上の結果を踏まえて，2 つの素子のうち電流が大きく，非線形伝導特性が顕著であった VT について活線診断装置で確認を行った。印加電圧は 50Hz×3.8kV+101Hz×50V である。

測定回路を図 7 に，その出力結果を図 8 に示す。劣化を示す劣化信号 Isa が 1Hz を中心とした周波数帯に顕著に現れており，VT が水トリーと類似する特性を示すことがわかる。したがって活線診断装置において，安定した固体素子である VT を直列に接続して測定すれば，非線形伝導特性が現れて水トリーに類似する結果が出力されたことになり，VT は診断装置の動作確認に有効であることが確認された。

©2026 IEE Japan

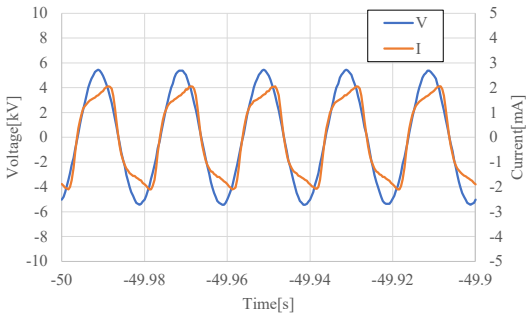


図３　電圧および電流波形（VT：信号処理後）

Fig.3. Voltage and Current Waveform　(VT)

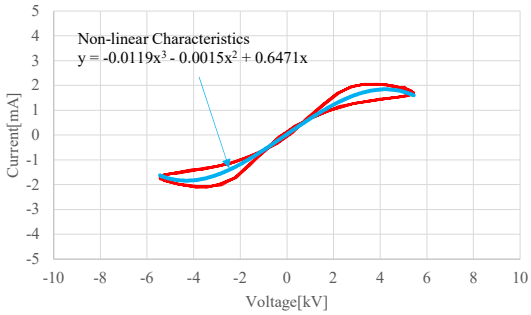


図４　リサージュ図形（VT）

Fig.4 Lissajous Curve　(VT)

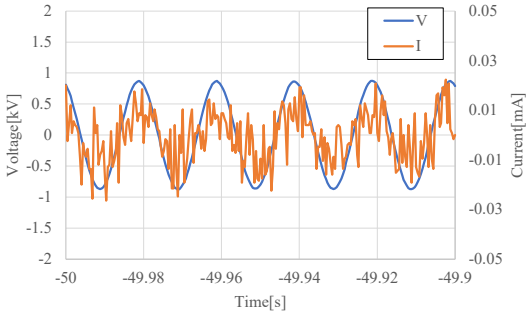


図５　電圧および電流波形（マイカテープ：信号処理後）

Fig. 5. Voltage and Current Waveform　(Mica Tape)

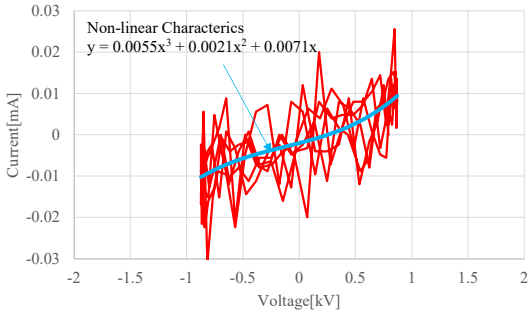


図６　リサージュ図形（マイカテープ）

Fig.6. Lissajous Curve　(Mica Tape)

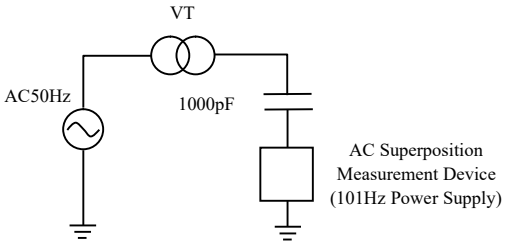


図７　活線診断装置による確認回路

Fig. 7. Check Circuit by On-line Diagnostic Device

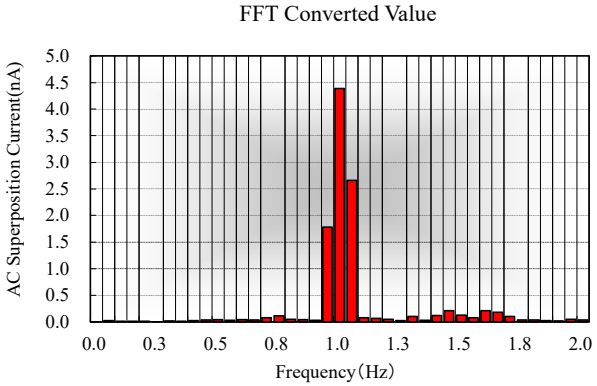


図８　VT の活線診断結果（Isa の FFT 換算値）

Fig. 8. VT Measurement Results using On-line Diagnostic Device (FFT converted Isa value)

４．まとめ

活線診断装置の動作確認用として， VT およびマイカテープの電圧－電流特

性を確認した。その結果，これらは非線形伝導特性を有することが判明した。また VT を活線診断装置に直列に接続して測定すると，水トリーと類似する非線形伝導特性の出現により， 1Hz を中心とした周波数帯に劣化を示す劣化信号 Isa が顕著に出力された。したがって VT を診断装置の動作確認として使用できることが明らかになった。

引き続き，マイカを有する耐火ケーブルの非線形伝導特性を調査する予定である。

文　　献

（1）川井，品川，中村，澤：「水トリー劣化ポリエチレンの損失電流波形と非線形電気伝導」電気学会論文誌 A Vol.119-1, No.1 P92～99(1999)

（2）熊澤，堀田，杉山，橋詰，谷：「交流重畳法の水トリー劣化診断原理に関する理論的考察」電学論 B 119 巻 4 号(1999)

（3）八木，田中，武藤，木村：「損失電流高調波成分による CV ケーブル劣化診断法の検討」電気学会論文誌 B Vol.119-B No4 pp.438～444（1999）

©2026 IEE Japan

33kVCV ケーブルのインパルス破壊電圧の経年評価

真島　弘憲*（中部電力株式会社）

Degradation characteristics of lightning impulse withstand 33kV XLPE cable

Hironori Mashima (Chubu Electric Power Co., Inc.)

１．まえがき

CV ケーブルには、「遮水層なし」と「遮水層あり」があり、これらを比べると「遮水層なし」は布設環境下の水分の影響を受けやすい。

洞道などの乾地部に布設している「遮水層なし」CV ケーブルは、管路内のような水場環境にないため、経年劣化の主要因となる水トリーは発生・成長しにくいと言えるが、この実使用環境下における絶縁性能の低下状況の把握や推定寿命の評価は不十分である。

そこで今回、実現場から撤去した「遮水層なし」CV ケーブルについて、雷インパルス破壊試験ならびに試験後の解体調査とスライス調査を実施し、絶縁性能を評価した。

２．試験試料

中部電力パワーグリッド株式会社が洞道などの乾地部に布設していた経年 17 年から 40 年の「遮水層なし」CV ケーブルを試験試料とした。

なお、試料数は 20 サンプルあり、これらはすべて乾式架橋方式にて製造された 33kV 用の CV ケーブルで、絶縁厚は 8mm である。

３．絶縁性能評価

雷インパルス破壊試験は、1,200kV 衝撃電圧発生装置を用いて実施した。試験条件は、初期電圧を 200kV として、50kV ずつ昇圧し、絶縁破壊もしくは設備上限の 800kV まで課電した。課電回数は、各電圧にて負極性と正極性をそれぞれ 3 回ずつとした。

試験の結果、20 試料のうち 15 試料が絶縁破壊し、破壊電圧は、33kV の LIWV である 200kV を上回る 500kV～800kV であった。破壊電界と経年の関係は図 1 に示す。図中の「↑」は非破壊もしくは試験端末内部で破壊したことを示し、経年 0 年の破壊電界データは、文献 (1) より引用した。これらから、経年に伴い破壊電圧がわずかに低下している傾向にあることを確認した。

絶縁破壊したケーブル破壊点近傍を解体した結果、一部の試料において遮へい層の銅テープに変色または発錆があることを確認した。解体調査結果の一例を図 2 に示す。また、破壊点近傍の絶縁体を切り出し、2cm 程度の範囲をそれぞれ 500μm 厚に加工したスライス片をすべて万能投影機を用いて水トリーやボイド・異物・突起の有無を確認した。結果、目視で確認できる 200μm 以上の水トリーや他の異常はなかった。

今回の調査では、銅テープが発錆していたことから、ケーブル内部に水分が存在したものと推察するが、絶縁性能の低下に大きな影響を与えるレベルにはなかった。

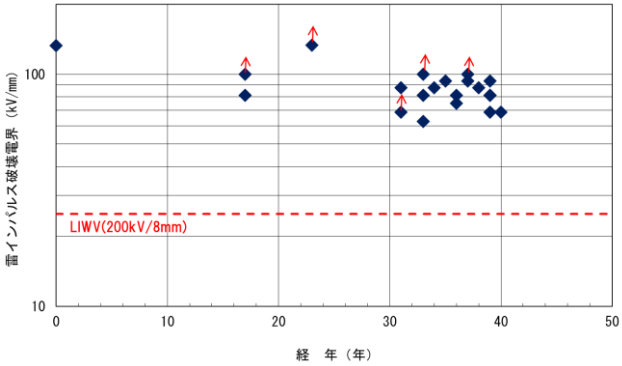


図１　33kVCV ケーブルの雷インパルス破壊電圧の経年特性
Fig.1. Degradation characteristics of lighting impulse withstand voltage

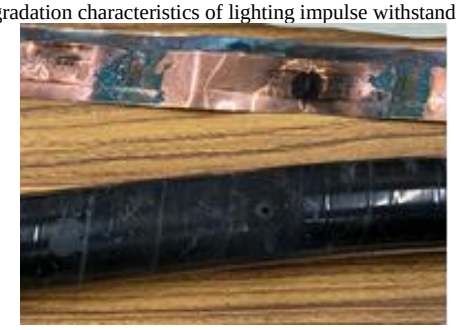


図２　調査結果
Fig.2. Survey results

４．まとめ

今回の調査結果から、洞道などの乾地部に布設している経年 17 年から 40 年の「遮水層なし」CV ケーブルは十分な絶縁性能を有していることを確認した。

洞道などの乾地部において「遮水層なし」CV ケーブルを継続使用することについて問題ないことが示唆されたが、設備改修時期を見極めるため、今後も更なる調査によりデータ収集を行っていく必要がある。

文　献

(1)　CV ケーブル高電圧試験法専門委員会,「CV ケーブルおよび接続部の高電圧試験法」, 電気協同研究　第 51 巻, 第 1 号, p33(1995)

©2026 IEE Japan

DC525 kV 級 CV ケーブルにおける Q-t 測定

諏訪間　裕梧*，大竹　陽介，森　大樹（古河電気工業）

Q-t Measurement on DC 525 kV-Class XLPE Cable

Yugo Suwama, Yousuke Otake, Hiroki Mori (Furukawa Electric Co., Ltd.)

１．はじめに

電流積分電荷法(Q-t 法)は，電力ケーブルシステムの絶縁健全性評価に有効な手法であり，これまでに 6.6 kV 級ケーブルを対象とした実施例などが報告されている。しかし，近年では大容量直流 CV ケーブルの需要が高まっており，その大サイズケーブルにおける Q-t 測定の課題は十分に解明されていない。前報[1]では，DC 525 kV 級ケーブルシステムを用いて Q-t 測定を試み，測定の可能性を確認したが，課電装置の安定性などの課題が残った。そこで，本研究では測定システムの見直しを行い，DC 525 kV 級 CV ケーブルを用いて Q-t 測定を実施した結果，DC +972 kV という高電圧条件下での測定に成功したので報告する。

２．電流積分電荷法の測定

＜2・1＞供試試料　　試料には，DC 525 kV 級の CV ケーブルを用いた。全長約 60 m のケーブルおよびガス中終端接続部で構成されており，試料の静電容量は 10.7 nF であった。

＜2・2＞試験方法　　Q-t 装置は試験線路の遮蔽-接地間に挿入した。使用した装置はエー・アンド・デイ社製の AD-9833 であり，積分コンデンサの容量は 1110 μF とした。印加電圧は DC +100 kV から段階的に上昇させ，最大電圧は DC +972 kV とした。測定は常温で実施し，各印加電圧における測定時間は 10 分とした。なお，Q-t 測定は DC +972 kV，導体温度 90℃×30 サイクルの長期課通電試験の前後で実施した。DC +100 kV および DC +200 kV 印加時は，積分コンデンサの放電リレーを開状態で昇圧したが，DC +300 kV 印加時以降は Q-t 装置の静電容量不足のため，リレーを閉状態で昇圧し，昇圧直後に開状態に切り替えて測定を実施した。そのため，初期電荷量はケーブルの静電容量と印加電圧から求めた理論値に基づき補正した。

＜2・3＞試験結果　　図 1 に長期課通電試験前後での Q-t 測定結果，図 2 に長期課通電試験前後での総電荷量比を示す。図 1 より，DC +700 kV 印加時までは，電荷量の経時変化に長期課通電試験前後で顕著な差異は認められなかった。また，総電荷量比は DC +700 kV までは概ね 1 付近を推移しており，ケーブルの健全性が確認された。一方，DC +972 kV では電圧上昇に伴う漏れ電流の増加により総電荷量比が増加する傾向が認められたが，長期課通電試験後の総電荷量比が長期課通電試験前よりも低下する傾向が確認されたことから，水トリーなどの劣化現象によるものではないと考えられる。

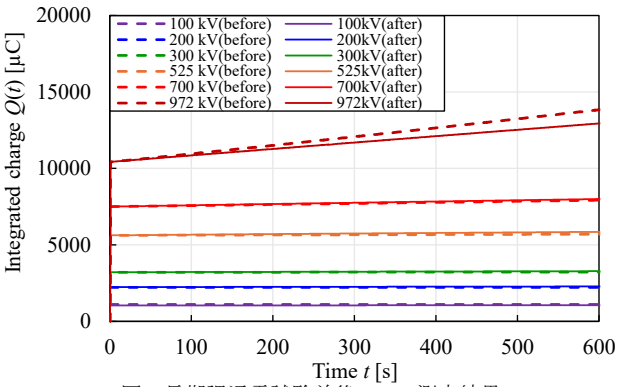


図 1 長期課通電試験前後の Q-t 測定結果
Fig.1. Integrated charge before and after long-term test

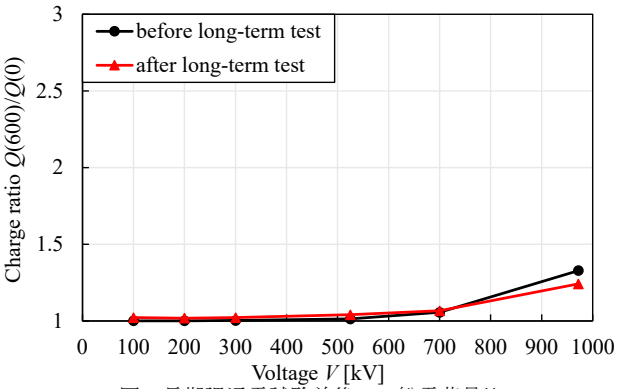


図 2 長期課通電試験前後での総電荷量比
Fig.2. Charge ratio before and after long-term test

３．まとめ

本報告では，DC 525 kV 級 CV ケーブルにおいて Q-t 法による測定を実施した。測定システムの見直しを実施した結果，DC +972 kV での測定に成功した。長期課通電試験の前後で Q-t 測定を行ったところ，運用想定範囲における総電荷量比は概ね 1 であり，ケーブルの健全性が確認された。また，長期課通電試験前後で Q-t 特性に顕著な差異は認められず，直流送電ケーブルとしての Q-t 特性に問題はないことが示された。今後は，Q-t 法による測定を継続し，さらなるデータの蓄積と評価を進める予定である。

文　献

(1)森大樹・諏訪間裕梧・大竹陽介：第 56 回電気電子絶縁材料シンポジウム, 247-248 (2025)

©2026 IEE Japan

CV ケーブル終端部における非破壊診断結果を用いた劣化傾向の統計解析

二見　啓之*，鈴木　滋晴（中部電力パワーグリッド株式会社）
川島　朋裕，穂積　直裕（豊橋技術科学大学）

Statistical Analysis of Degradation Trends Using Non-Destructive Diagnostic Results for XLPE Cable Terminations

Hiroyuki Futami, Shigeharu Suzuki (Chubu Electric Power Grid)
Tomohiro Kawashima, Naohiro Hozumi (Toyohashi University of Technology)

１．はじめに

CV ケーブル（架橋ポリエチレン絶縁ケーブル）および接続箱等の付属品は，設計寿命を 30 年として設計されているが，建設から 30 年を超過した CV ケーブル線路が多く存在する[1]。CV ケーブルは工場において安定した環境・品質管理のもと製造されるのに対し，終端接続部は現地で組立作業を行うため，作業品質を一定に保つことが難しいことから，設備全体の弱点となりやすい。そのため，終端接続部に非破壊診断を適用し，劣化傾向が認められた設備を優先的に改修することで，合理的な設備更新を行うことが可能である [1]。しかしながら，本診断は劣化兆候を把握することは可能ではあるが，余寿命評価には至っていない。

そこで，非破壊診断により得られたデータを指標とし，現地における故障データを併用した統計的解析により，終端接続部の劣化傾向の把握および余寿命評価を試みた。本論文では，これらのデータを相補的に用いた解析手法および結果について報告する。

２．統計解析手法

故障推移を予測する手法として，既に発生した故障事象を対象にハザード解析を行い，ワイブル分布のパラメータを推定する方法が知られている[2]。しかしながら，実際の設備では故障件数が極めて少ないといった課題がある。一方，故障との相関が確認されている診断パラメータを用いて故障の予兆を検出できる場合，診断パラメータを故障事象の代替として扱い，ハザード解析を行うことが計算上可能である。

終端接続部の故障の多くは，その前兆としてケーブル本体とゴムストレスコーンとの界面で部分放電が発生することが知られている[3]。部分放電の発生に伴いアセチレンガスが生成され，検出したアセチレンガス濃度を用いることで，非破壊的に故障の予兆を診断することが可能である。図 1 は終端接続部の劣化状況とアセチレンガス濃度の関係を模式的に示しており，劣化の進行に伴いアセチレンガス濃度が上昇することが報告されている[4]。

そこで今回，故障データの代表指標としてアセチレンガス濃度を用いた。

統計解析するうえで，経年 t_i の終端接続部において，閾値 C_{th} 以上のアセチレンガス濃度が検出された場合を故障事象と定義し，その時点で計算上の観測を打ち切るものとする。本研究における統計解析では，閾値以上のアセチレンガス濃度が検出されたデータに対し，アセチレンガス濃度が 3 年で 1 桁上昇するものと仮定して，閾値に到達する経年を推定するという補正を行った。閾値が 0.1(ppm)の場合の補正前後における経年とアセチレンガス濃度の関係を図 2 に示す。

累積ハザード $H(t)$の定義においてワイブル分布を仮定すると，累積故障確率 $F(t)$ は次式で表される。

$$F(t) = 1 - \exp\left\{-\left(\frac{t}{t_s}\right)^m\right\} = 1 - \exp\left(-H(t)\right) \quad (1)$$

$$\ln\ \ln\{1/(1-F(t)\} = m\{\ln t - \ln t_s\} \quad (2)$$

ここで，m は形状パラメータ，t_s は位置パラメータ(累積故障確率 $F(t)$が 0.63 となる年数, 即ち累積ハザード $H(t)$が 1 となる年数)に相当する。

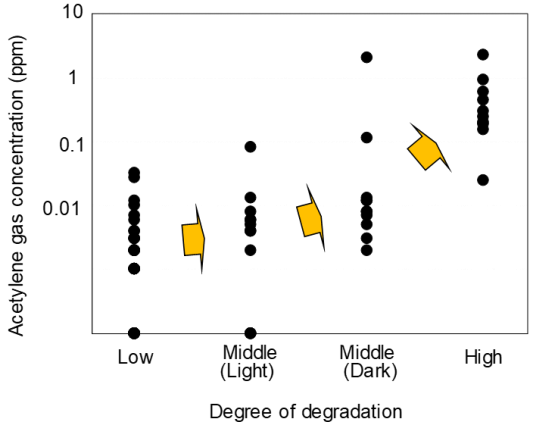
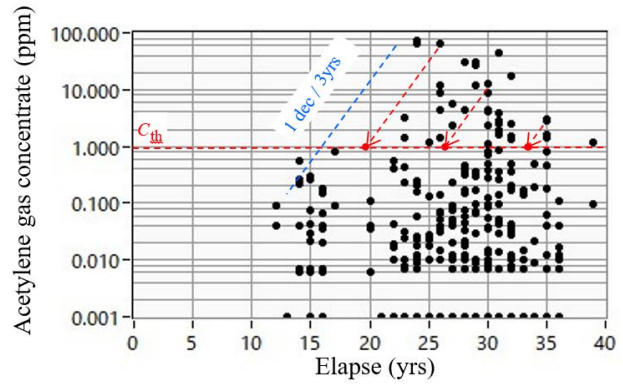
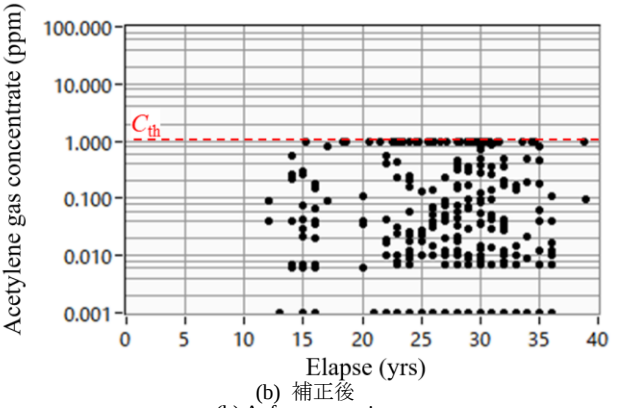


図 1 終端接続部の経年劣化に伴うアセチレンガス濃度の推移[4]
Fig.1. Change in acetylene gas concentration associated with aging deterioration of XLPE cable terminations

©2026 IEE Japan



(a) 補正前
(a) Before correction



(b) 補正後
(b) Aefore correction

図 2 経年とアセチレンガス濃度との関係
Fig2. Relationship between elapse and acetylene concentration

３．統計解析結果

(1)式に基づき，閾値を 0.1 ppm, 1 ppm および 10 ppm としてハザード解析した結果を図 3 に示す。また， (2)式に基づいて推定したワイブル分布を図 4 に示す。図 4 において，閾値が 0.1 ppm に比べ，1 ppm および 10 ppm の形状パラメータ m は概ね同程度であった。形状パラメータが異なるのは，劣化要因が複数存在する，あるいは劣化の進行速度が異なることを示している。一方，閾値を高く設定した場合，形状パラメータが概ね同一となったことから，劣化要因が同じ，もしくは劣化の進行速度が同程度になった可能性がある。さらに閾値が大きくなるに従い，高経年側に分布する傾向を示した。この結果から，経年に伴うアセチレンガス濃度の増加量を推定できる可能性がある。

余寿命評価の観点では，終端接続部の故障データを用い，当該データを終端接続部が取りうる最大寿命として位置付けて検討を行う。故障データと，各閾値に基づくワイブル分布を比較することで，余寿命評価が可能である。なお，故障データは 2 点のみであり，これらのデータのみを用いて正確な統計解析を行うことは困難である。しかしながら，故障がワイブル分布に従うと仮定したうえで，各閾値を比較することで，各閾値のアセチレンが検出されてから故障に至るまでの時間遅れを推定できることを確認した。

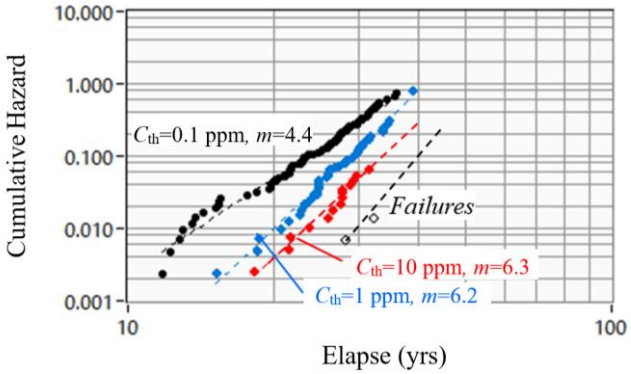


図 3 経年とハザード解析結果の関係
Fig3. Relationship between elapsed years and Hazard analysis

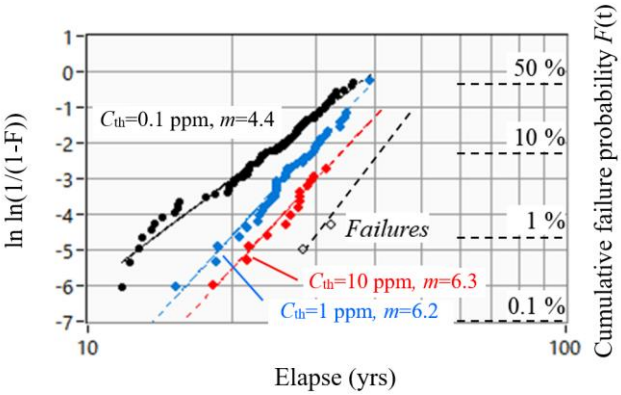


図 4 経年とワイブル分布との関係
Fig4. Relationship between elapsed years and Weibull plots

４．まとめ

終端接続部に対する非破壊診断手法により得られたアセチレンガス濃度データを用い，統計解析に基づく故障確率評価手法を提案した。故障データならびに測定したアセチレンガス濃度を利用することで，終端接続部の経年劣化に伴う故障確率の推移を定量的に予測できる可能性があることがわかった。

文　献

(1)小浜隆治・森下幸信・長山忠則：「CV ケーブル用終端部外部診断技術の開発」，2013 年 電学論 B，Vol.133，No.7，pp.642-649
(2)武田敏尚・岡本達希・鈴木久生：「CV ケーブルの故障実態からみた絶縁劣化診断優先度に関する研究」，2003 年 電学論 B，Vol.123，No.3, pp.382-388
(3)送電用 CV ケーブル接続部の技術動向調査専門委員会：「送電用 CV ケーブル接続部の技術動向と経年劣化現象」，2007 年 電気学会技術報告，No.1105
(4)H. Futami, T. Ogawa, Y. Wakimoto, S. Kobayashi, 2023, ”Evaluation on Practical Application of the Gas Analysis Technique for Terminations”, Proceedings of 11th International Conference on Insulated Power Cables (Jicables), D10.2

©2026 IEE Japan

フィルム型センサを用いたケーブル絶縁体／ゴム界面面圧の測定について（その１）

中島　大陸*，相原　靖彦（東京電力ホールディングス）
大髙　巖，中村　槙之介（東京電設サービス株式会社）

Measurement of Interfacial Contact Pressure Between Cable and Rubber Using a Film-Type Sensor (Part 1)

Tairiku Nakajima, Yasuhiko Aihara (Tokyo Electric Power Company Holdings, Inc.)
Iwao Ootaka, Shinnosuke Nakamura (Tokyo Densetsu Service Co., Ltd.)

１．はじめに

近年, CV ケーブル終端接続部において，ケーブル偏心の発生と気温低下による周囲温度の低下が重なったことにより，ケーブル絶縁体とストレスコーンとの界面（以下，ケーブル界面）の面圧低下が原因とされる絶縁破壊事故が確認されている[1]。プレハブ式終端接続部の低温特性評価に関する報告では，界面温度が-20℃においても十分な面圧が確保されていることが示されている[2]。当社では，CV ケーブルおよび接続部の余寿命評価を目的として撤去品調査を実施しており，経年劣化した接続部における低温特性評価は設備の余寿命診断において重要と考え，本研究では，治具を用いて面圧センサをケーブル界面に挿入することで面圧測定を簡易に実施できる手法を開発し，66kV ゴムブロック式中間接続部（以下，RBJ）ならびにプレハブ式終端接続部（以下，EB-A）の撤去品を対象に-20℃における低温特性評価を行ったので報告する。

２．接続部面圧測定手法の開発

＜2・1＞面圧測定センサ　　ケーブル界面の面圧を測定するにあたり，実機に近い形で測定可能と考えられる薄型フィルムセンサとして，NITTA 製面圧分散測定システム「I-SCAN」[3] を選定した。図 1 に面圧センサシート形状，図 2 に面圧センサフィルムを示す。本センサは厚さ 0.1 ㎜の薄型センサであり，2 枚のフィルムにそれぞれ縦方向と横方向の銀電極が配線されている。その上に感圧伝導性インクがコーティングされた構造となっており，縦横の交点がセンシングポイント（縦 44×横 44）となり，圧力変化に伴う電気抵抗を測定して面圧分布を表示することができる。

＜2・2＞センサ挿入治具　　ケーブルやブレモールド絶縁体を傷つけることなくセンサをケーブル界面へ挿入するため，専用挿入治具を開発した。開発した挿入治具を図 3 に示す。本治具は RBJ の拡径方法を参考に，丸バイブにてゴムを拡径してセンサシートを挿入する手法であり，中間接続部用および終端接続部用の 2 種類を開発した。装置に接続部を設置した後，接続部を固定し，装置のハンドルを回して規定位置まで押し込むことでゴムが拡径され隙間が生じる。この隙間にセンサを挿入する。

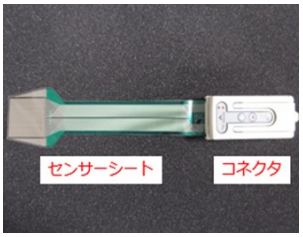


図 1　面圧センサシート
Fig. 1. Surface Pressure Sensor Sheet

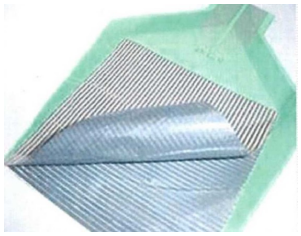


図 2　面圧センサフィルム
Fig. 2. Surface Pressure Sensor Film

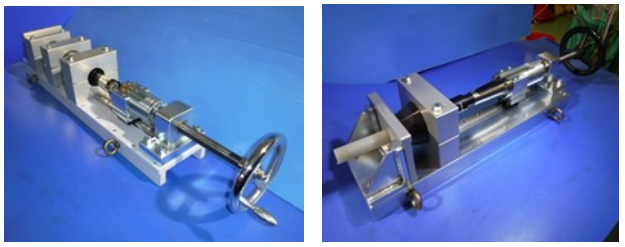


図 3 センサ挿入治具
（左：中間接続部用，右：終端接続部用）
Fig.3. Sensor Inserting Jig(Left: RBJ Right: EB-A)

＜2・3＞面圧測定確認試験　　専用治具によりケーブル界面へセンサを挿入し，恒温槽にて常温および低温下での面圧測定が可能であることを確認するため，試験を実施した。恒温槽の温度は常温から-20℃とし，測定には 66kV EB-A（150 ㎟）を用いた。図 4 にセンサ取り付け位置，図 5 に測定結果を示す。センサはケーブル界面の外導処理部に取り付けた。測定結果より，温度の低下に従いケーブル界面の面圧が低下することを確認できた。室温 17℃における面圧の平均値は 0.38MPa であり，ストレスコーン絶縁体立上り部では円周方向に高い面圧を確認した。-20℃環境から取り出した直後の平均面圧は 0.12MPa であり，その後試料を常温環境下に移動した結果，温度が上昇するにつれて，面圧も上昇した。以上により，面圧が温度に追従して変化することを確認し、本測定法により温度依存による界面面圧

©2026 IEE Japan

変化を評価可能であることを確認した。



図 4　面圧センサ取り付け位置（EB-A）

Fig. 4. Mounting Positon of Surface Pressure Sensor(EB-A)

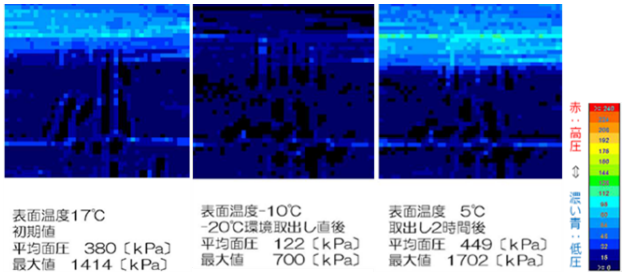


図 5　面圧測定結果

Fig. 5. Result of Surface Pressure Measurement

３．撤去品面圧測定試験

＜3・1＞試験方法　　撤去品である 66kV RBJ（250mm²：400mm²，経年 16 年）および 66kV EB-A(1200mm²，経年 35 年および 150 mm²，経年 32 年)を対象に，専用治具を用いて EB-A に 1 ヶ所，RBJ に 2 ヶ所それぞれ面圧センサをケーブル界面に挿入し，面圧を測定した。恒温槽の設定温度は -20℃とし，冷却開始後に急激に温度を低下させ，約 4 時間後には - 20℃付近で安定した。恒温槽内の試料近傍の温度，およびプレモールド絶縁体端部・ゴムブロック端部の温度は熱電対により測定した。測定概要を図 6 に示す。今回の面圧測定における RBJ および EB-A のケーブル界面における面圧の評価基準はそれぞれ 0.05MPa[4]および 0.2MPa[5]を下回らないこととした。

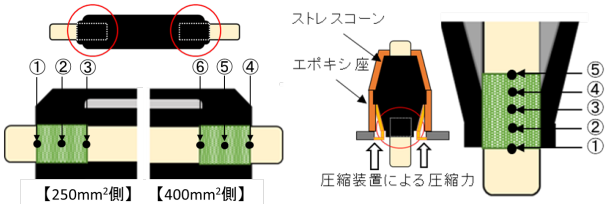


図 6　測定概要（左：RBJ，右：EB-A）

Fig.6. Outline of Test System (Left: RBJ Right: EB-A)

＜3･2＞RBJ の測定結果　　面圧の測定結果を図 7 に示す。ケーブル温度が低くなるにつれて面圧が低下することを確認した。-20℃における最低面圧は 0.15MPa であり，0.05MPa を下回らないことを確認した。250 ㎜ ² 側では温度低下による面圧低下は限定的であった。一方，400 ㎜ ² 側ではゴムブロック端部で初期面圧が高く，ケーブルサイズによる面圧の違いを確認した。これはゴムユニットサイズが同じ場合，導体サイズが大きいほどより強く締め付けられるためと考えられる。

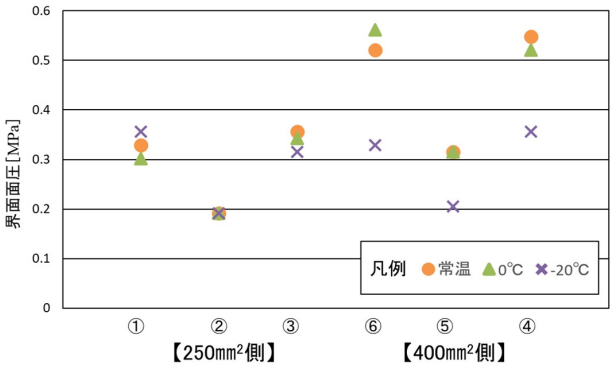


図 7　RBJ における面圧測定結果

Fig.7. Result of Surface Pressure Measurement on RBJ

＜3･3＞EB-A の測定結果　　面圧の測定結果を図 8 に示す。ケーブル温度が低くなるにつれて面圧が低下することを確認した。-20℃における最低面圧はどちらも測定下限である 0.0137MPa 未満であり，0.2MPa を下回る結果となった。今回の測定では，ケーブル界面の最低面圧を下回る結果となったが，本論文で用いた急激な温度低下を伴う温度勾配は，自然環境では一般的に考えにくいため，自然環境に合わせた温度勾配条件にて面圧評価を実施する必要があると考える。

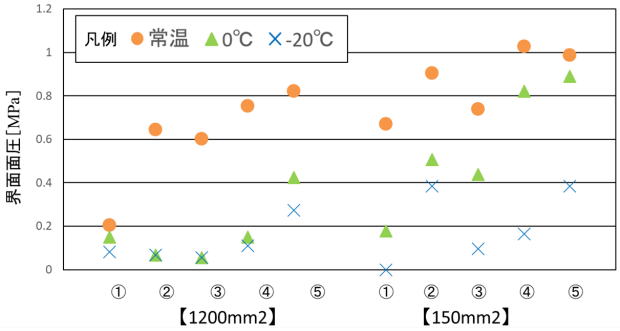


図 8　EB-A における面圧測定結果

Fig. 8. Result of Surface Pressure Measurement on EB-A

４．まとめ

66kV 接続部撤去品の低温環境における接続部の性能評価のため，面圧センサを挿入する治具を用いて，面圧測定を簡易に実施できる手法を開発した。開発した手法を用いて，66kV 撤去品の低温環境下における面圧測定を実施し，低温化での面圧低下を確認した。今後は，自然環境に合わせた温度勾配条件に見直しを実施し，撤去品の面圧測定に取り組んでいく。

文　献

(1)電気協同研究会「電気協同研究第 79 巻第 1 号」p.213~221
(2)陶山他：プレハブ式終端接続箱の低温特性評価，平成 28 年，電気学会全国大会，No.7-145
(3) NITTA 株式会社，　https://www.nitta.co.jp/product/sensor/I-SCAN/
(4)古河電工時報，第 104 号（平成 11 年）
(5)永森他：154kV 終端接続箱の低温特性評価，平成 31 年，電気学会全国大会，No.7-138

©2026 IEE Japan