

# 港湾空港技術研究所 資料

TECHNICAL NOTE

OF

THE PORT AND AIRPORT RESEARCH INSTITUTE

**No.1314**      December 2015

港湾鋼構造物の海底土中部の電気防食特性および  
土壌抵抗率を考慮した電気防食設計に関する研究

山路 徹・宇津野伸二・与那嶺一秀・審良 善和・小林 浩之・渡部 要一  
吉田 倫夫・前園 優一・川瀬 義行・松本 茂

国立研究開発法人 港湾空港技術研究所

National Research and Development Agency,  
Port and Airport Research Institute, Japan

## 目 次

要 旨 .....	3
1. はじめに .....	4
2. 羽田空港連絡誘導路部における電気防食調査	
2.1 目的 .....	4
2.2 調査概要 .....	4
2.3 調査結果 .....	6
3. 海底土中部への流入電流量の定量評価 .....	12
4. 海底土中部の電気防食メカニズムに関する検討 .....	16
4.1 目的 .....	16
4.2 調査概要 .....	16
4.3 調査結果および考察 .....	17
5. 海底土中部の土質特性と電気防食の関係について .....	20
5.1 目的 .....	20
5.2 調査概要 .....	21
5.3 調査結果 .....	21
6. 土壌抵抗率を考慮した電気防食設計手法に関する試検討 .....	23
6.1 解析的手法による防食電流密度の推定 .....	23
6.2 土壌抵抗率を考慮した電気防食設計手法の適用例 .....	25
6.3 土壌抵抗率を考慮した電気防食設計手法の適用に関する留意点 .....	27
7. まとめ .....	27
8. おわりに .....	28
謝辞 .....	28
参考文献 .....	28
付録 .....	29

# Studies on the cathodic protection design in consideration of the soil resistivity and cathodic protection characteristics in seabed soil of the harbor steel structures

Toru YAMAJI\* • Shinji UTSUNO\*\* • Kazuhide YONAMINE\*\*\* • Yoshikazu AKIRA \*\*\*\*  
• Hiroyuki KOBAYASHI\*\*\*\*\* • Yoichi WATABE\*\*\*\*\* • Michio YOSHIDA \*\*\*\*\*  
• Yuichi MAEZONO\*\*\*\*\* • Yoshiyuki KAWASE\*\*\*\*\* • Shigeru MATSUMOTO\*\*\*\*\*

## Synopsis

Cathodic protection has been applied to the immersed zone and buried zone for the port steel structures in Japan. However, the protective current flowed in the buried zone is not clearly understood because the difficulty of the measurement. Therefore, a constant value is used in the design protective current density at every depth of the steel. In this study, to improve the accuracy of the design protective current density, the cathodic protection characteristics of the buried zone was investigated by monitoring the current density and the potential of the steel of the buried zone in a single pipe pile of very long Haneda D runway contact taxiway. Conclusions are as follows:

- (1) In the seabed soil, as the depth from the seabed was deeper, the period until the potential of steel reach the protective potential was longer. However, the effect is fully obtained at the every depth of pile by a cathodic protection.
- (2) The current density flowed into the seabed soil was larger than the design current density in the vicinity of the seafloor at initial. Then, it tended to decrease because of environmental improvement of the steel surface by the occurrence of the electro-coating. On the other hand, at the location which was deeper than -10m from the seabed, it was very small current density compared to the designed current density.
- (3) Regarding a cathodic protection mechanism in the seabed soil, the cathodic protection was considered to be achieved, even if the supplying protective current was very small in the seabed, due to various effects such as the decrease of dissolved oxygen concentration, the restraint of anode reaction and the decrease of the equilibrium potential by the increase of pH.
- (4) The supply of protective current was affected by the soil resistivity based on the ground survey. In addition, we proposed a design method of cathodic protection considering the soil resistivity, based on the potential and current density distribution analysis using the finite element method.

**Key Words:** steel structures, cathodic protection, sea soil, protective current density, soil resistivity

---

\* Director, Structural Engineering Field  
\*\* Research Trainee, Materials Group, Structural Engineering Field  
\*\*\* Researcher, Materials Group, Structural Engineering Field  
\*\*\*\* Former Researcher, Materials Group (Kagoshima University)  
\*\*\*\*\* Former Research Trainee, Materials Group (Nakabohtec Corrosion Protecting CO., Ltd)  
\*\*\*\*\* Director, Geotechnical Engineering Field  
\*\*\*\*\* Japan Association of Cathodic Protection  
\*\*\*\*\* Tokyo Airport Construction Office, Kanto Regional Development Bureau, Ministry of Land, Infrastructure, Transport and Tourism.  
3-1-1 Nagase, Yokosuka, 239-0826 Japan  
Phone : +81-46-844-5103 Fax : +81-46-844-0255 e-mail : yamaji-t@pari.go.jp

# 港湾鋼構造物の海底土中部の電気防食特性および 土壌抵抗率を考慮した電気防食設計に関する研究

山路 徹\*・宇津野 伸二\*\*・与那嶺 一秀\*\*\*・審良 善和\*\*\*\*・小林 浩之\*\*\*\*\*・  
渡部 要一\*\*\*\*\*・吉田 倫夫\*\*\*\*\*・前園 優一\*\*\*\*\*・川瀬 義行\*\*\*\*\*・松本 茂\*\*\*\*\*

## 要 旨

我が国における港湾鋼構造物には、海水中および海底土中部に対して電気防食が適用されている。しかしながら、海底土中部における流入電流量は調査が困難であるため、実態については十分把握されていない。このため、電気防食設計における防食電流密度は、鋼材の根入れ長に関係なく一定の設計電流密度を用いている。そこで、本研究では、防食設計時における設計精度および維持管理のための陽極消耗量の予測精度向上のために、根入れの非常に長い羽田空港 D 滑走路連絡誘導路部の単杭部において、海底土中部の流入電流量および鋼材の電位を連続測定し、海底土中部の電気防食特性について検討を行った。主な研究成果を以下にまとめる。

- (1) 海底土中部では海底面からの深度が深くなるにつれ防食管理電位に達するまでの期間が延びるものの、電気防食によって十分な防食効果が得られることが確認された。
- (2) 海底土中部に流入する電流密度は、海底面付近においては、初期には設計電流密度よりも大きくなるが、エレクトロコーティング等による鋼材表面の環境改善が起こり、流入電流密度が次第に低減する傾向を示した。一方、海底面から-10m 以深においては、設計電流密度に比べ非常に小さな値を示した。
- (3) 海底土中部の電気防食メカニズムに関して、微弱でも防食電流を供給することにより、経時的な鋼材表面の溶存酸素濃度の減少とアノード反応の抑制、さらに脱気環境中での pH 上昇による平衡電位の卑化の総合的な効果によって、所定の防食電流以下であっても鋼材の防食は達成されると考えられた。
- (4) 地盤調査で採取される不攪乱試料を用いた調査から、土質特性と土壌の電気抵抗率（土壌抵抗率）との間に相関性を確認し、土壌抵抗率が防食電流の供給に影響を及ぼすことを確認した。また、有限要素法を用いた電位・電流密度分布解析による土壌抵抗率を考慮した電気防食設計手法を提案した。

キーワード： 鋼構造物，電気防食，海土中，防食電流密度，土壌抵抗率

---

\* 構造研究領域長  
\*\* 構造研究領域 材料研究チーム依頼研修員  
\*\*\* 構造研究領域 材料研究チーム研究官  
\*\*\*\* 元構造研究領域 材料研究チーム（現 鹿児島大学）  
\*\*\*\*\* 元構造研究領域 材料研究チーム（現 株式会社ナカボーテック）  
\*\*\*\*\* 地盤研究領域長  
\*\*\*\*\* 電気防食工業会  
\*\*\*\*\* 国土交通省 関東地方整備局 東京空港整備事務所  
〒239-0826 横須賀市長瀬3-1-1 国立研究開発法人 港湾空港技術研究所  
電話：046-844-5103 Fax：046-844-0255 e-mail：yamaji-t@pari.go.jp

## 1. はじめに

我が国のほとんどの港湾鋼構造物には、防食のために平均干潮面（M.L.W.L.）以下の海水中および海底土中部に流電陽極方式による電気防食が適用されている。しかしながら、海水中の電気防食特性については多くの知見が得られているが、海底土中部に対しては調査が難しく、実態が十分に把握されていないのが現状である。

ここで、電気防食設計における防食電流密度を表-1に示す<sup>1)</sup>が、海水中では100~150mA/m<sup>2</sup>を用い、海底土中部では鋼材の根入れ長に関係なく一定の電流密度20~30 mA/m<sup>2</sup>を用いるのが標準である。

表-1 電気防食設計時の防食電流密度<sup>1)</sup>

環境	清浄海域 (mA/m <sup>2</sup> )	汚染海域 (mA/m <sup>2</sup> )
海水中	100	130~150
石積中	50	65~75
海底土中部	20	26~30
背面土中部	10	10

しかし、現状設計における施工箇所の陽極寿命推定を行った調査結果からは、陽極の設計耐用年数を大きく上回る事例が確認されており、電気防食設計の精度向上が望まれている。さらに、寿命推定の高精度化は、陽極更新時期の予測向上にもつながり、より戦略的な維持管理が可能になると考えられる。

このような背景から、電気防食における陽極寿命のばらつきは様々な要因が考えられるが、本研究では、海底土中部の電気防食特性について着目し、現地試験での調査結果を基に海底土中部に対しての防食電流密度の評価を行った。この現地試験においては、根入れの非常に長い羽田空港D滑走路連絡誘導路部の単杭部において、海底土中部の流入電流量および鋼材の電位に対して連続測定を行った。また、現地試験実施箇所の近隣で採取されたボーリング試料を用い、現地の土質特性と電気防食特性についての比較検討を行った。さらには、ボーリング試料より得られた土壌の電気抵抗率（土壌抵抗率）を用い、有限要素法による電位・電流密度分布解析を行い、土壌抵抗率を考慮した電気防食設計手法に関する試験検討を行った。

## 2. 羽田空港連絡誘導路部における電気防食調査

### 2.1 目的

海底土中部の電気防食特性を調査することは非常に難しく、研究報告例は少ないが、横浜港で実施した電気防食試験の結果の一例を図-1に示す<sup>2)</sup>。

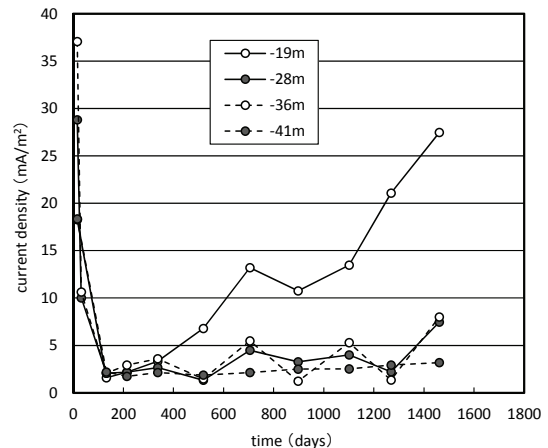


図-1 横浜港での海底土中部における試験実施例<sup>2)</sup>

特に根入れ深さが深い箇所において、現在の設計値（20~30mA/m<sup>2</sup>）の半分以下の値を示している。このように、長期的に流入電流量と電位が計測されているが、未だ定量的な評価までは至っていない。そこで、根入れ長が約60mと非常に長い鋼管杭を使用している羽田空港D滑走路連絡誘導路において、海底土中部の電気防食特性について調査を行った。調査は、羽田海域における海底土中部の腐食評価を行うとともに、設計時における電気防食の防食設計および維持管理のための陽極消耗量の予測精度向上のために、海底土中部の適切な流入電流量の特性値を設定することを目的に実施した。

### 2.2 調査概要

#### (1) 調査対象施設

試験は、図-2に示す羽田空港D滑走路連絡誘導路下部鋼管杭（φ1219mm、根入れ深さ58.7m）で実施した。なお、試験で用いた鋼管杭は、さく望平均干潮面（L.W.L.）-1.5mまで重防食被覆が施されたもので、周辺の鋼材および陽極の影響を受けないように調査対象杭のみ絶縁処理し、電氣的に周辺環境を遮断した。

調査対象杭には、アルミニウム合金陽極による流電陽極方式の電気防食（3.5A-35年型×2個）が施されている。なお設計防食電流密度は、汚染海域（A.P. -1.5m~-2.0m）が130mA/m<sup>2</sup>、清浄海域（A.P. -2.0m~-5.0m）が100mA/m<sup>2</sup>、海底土中部（A.P. -5.0m~-63.7m）が20mA/m<sup>2</sup>として設計

されている。したがって、調査対象となる鋼管杭の設計防食電流量は、下記に示すように約 5.9A となる。

調査対象杭の設計防食電流量

(a) 電気防食対象面積

- ①海水中（汚染域：A.P.-1.5m～-2.0m）  
 $\phi 1.219\text{m} \times \pi \times 0.5\text{m} = 1.91\text{m}^2$
- ②海水中（清浄域：A.P.-2.0m～-5.0m）  
 $\phi 1.219\text{m} \times \pi \times 3.0\text{m} = 11.49\text{m}^2$
- ③海底土中部（A.P.-5.0m～-63.7m）  
 $\phi 1.219\text{m} \times \pi \times 58.7\text{m} = 224.80\text{m}^2$

(b) 所要防食電流

- ①  $1.91\text{m}^2 \times 0.13\text{A}/\text{m}^2 = 0.25\text{A}$
- ②  $11.49\text{m}^2 \times 0.10\text{A}/\text{m}^2 = 1.15\text{A}$
- ③  $224.80\text{m}^2 \times 0.02\text{A}/\text{m}^2 = 4.50\text{A}$       計 5.90A

鋼管杭の海底土中部は、A.P.-32.5m までサンドコンパクションパイル（S.C.P.，改良率 13%および 30%）によ

って地盤改良され、それ以深は、砂およびシルトによって形成された地盤である。

(2) 試験方法

調査対象杭の図-2 に示す計測位置（11 測点）に、供試面積 500cm<sup>2</sup>（10cm×50cm）の鋼製試験片を設置し、また試験片近傍に亜鉛照合電極および鉛照合電極を設置することで、各深度の試験片に対する流入電流量および電位を連続計測した。図-3 に試験体設置後の鋼管杭の状況と試験片の詳細を示す。また、写真-1 に調査対象杭の外観と計測に用いる測定ボックスの外観を、図-4 に測定回路の概要図を示す。流入電流量の計測は無抵抗電流計を用い、鋼材（試験片）の電位は電圧計を用いて、陸上に設置した測定ボックスにおいてそれぞれ 1 時間毎に連続計測を行った。また、流電陽極にはシャント抵抗（5A-50mV）を取り付け、発生電流量も併せて連続計測した。なお、陽極取り付け前には、鋼材試験片の自然電位および腐食電流の計測を約 1 週間行った。

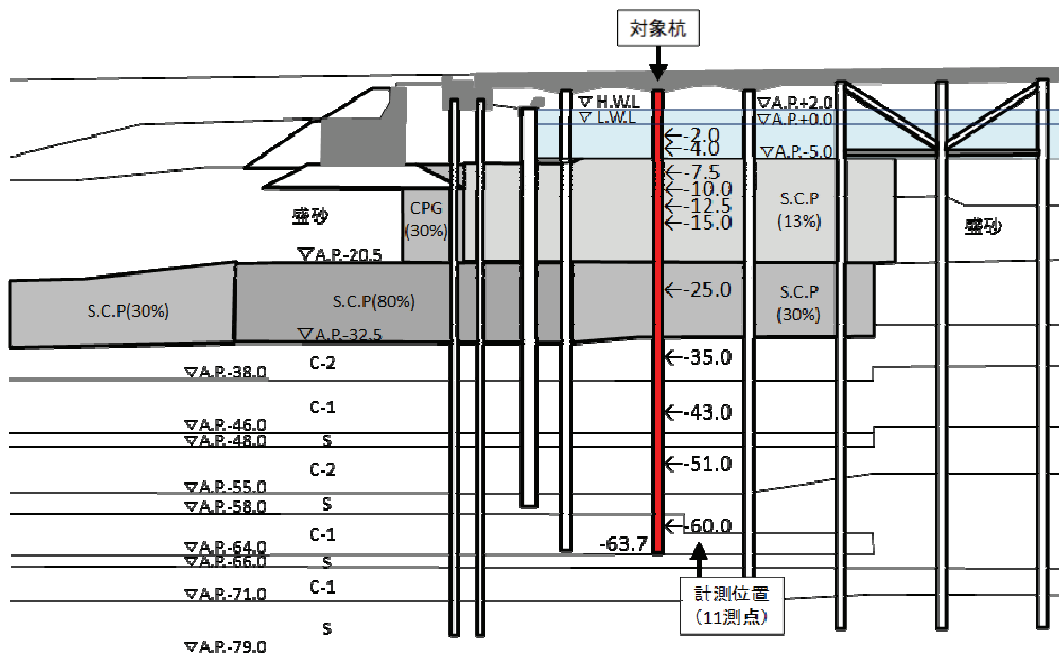


図-2 調査対象鋼管杭の概略図

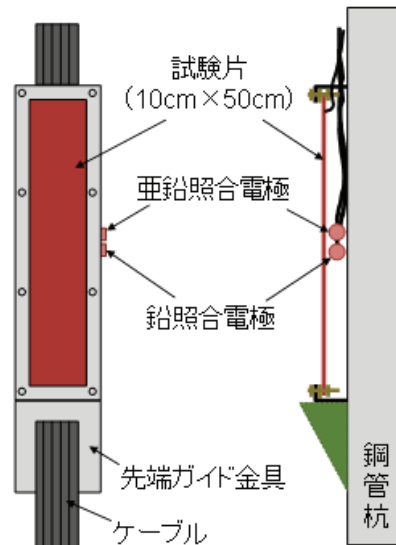
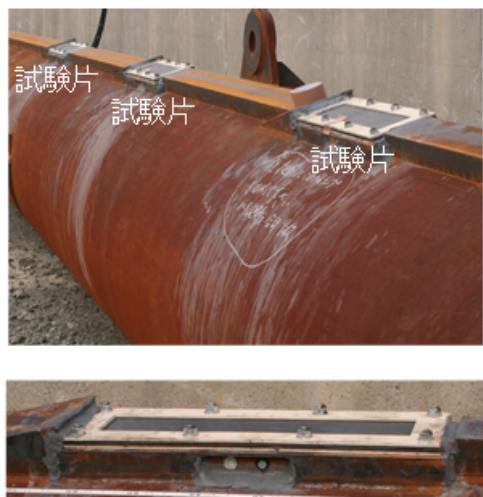


図-3 試験片の設置状況および概略図



写真-1 調査杭の外観 (左：調査杭，右：測定ボックス)

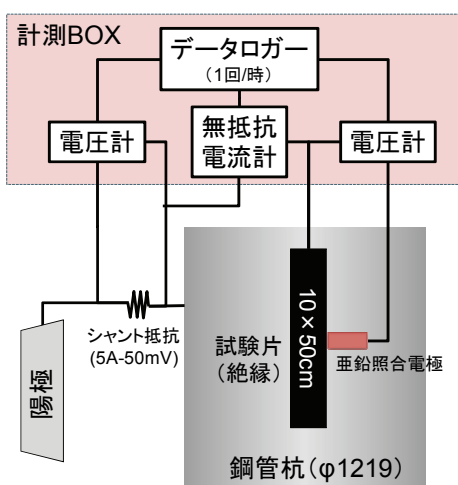


図-4 測定回路の概要

## 2.3 調査結果

### (1) 陽極の発生電流量

図-5 に陽極の発生電流量の経時変化を示す。通電開始時から電流量は急激に低減し、経過 30 日程度で電流低減率は設計発生電流の 50%を下回る結果となった。なお、本報で示す電流低減率は、陽極の設計発生電流に対して実際に発生した陽極電流の割合を示したものである。経過 500 日後では、発生電流量は 0.6A/個程度となり、17%程度まで発生電流量が低減している。また陽極寿命は、式 (1) から求めることができ、設計寿命は低減率 50%で 35 年である。現時点での陽極寿命は、陽極発生電流量の時間積分値 (0.67A) より求めると、約 90 年程度になると算出される。これは、エレクトロコーティングの生成や、後述するように、海底土中部の深度方向における急激な土壌抵抗の増加に伴う流入電流量の大幅な減少などによるものと考えられる。

$$L = \frac{W \times Q}{I_p \times 8760} \quad (1)$$

ここで、

$L$  : 陽極寿命 (年)                       $W$  : 陽極質量 (208.2kg)  
 $Q$  : 有効電気量 (2600A・h/kg)         $I_p$  : 陽極発生電流 (A)  
 8760 (h/年) : 1年間の時間数 (24h×365日)

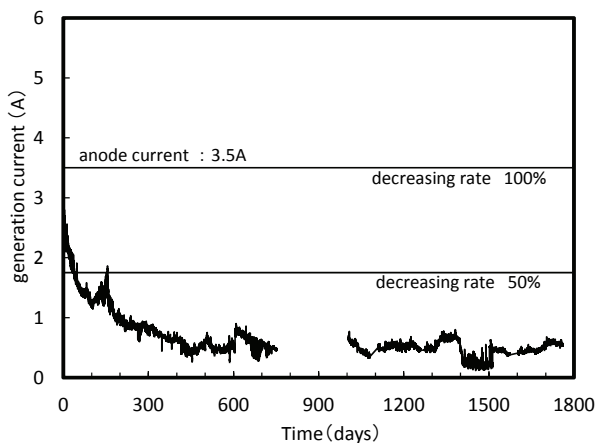


図-5 陽極の発生電流量の経時変化

## (2) 鋼材電位

図-6に鋼材電位の経時変化を示す。なお、鋼材電位は亜鉛照合電極で測定した値を海水銀塩化銀電極基準 (Ag/AgCl[sw]) に換算した値である。また、通電開始時を0日とし、900日～960日の期間は、第4章にて行った電気化学測定の際に鋼試験片の電位を通電前の状態に戻すため、通電を停止している。さらに、A.P.-43m (海底面から-38m) の電位測定結果は、照合電極の動作不良が認められたため、調査結果から除外している。

海中部にある鋼材の電位 (A.P. -2m および -4m) は、通電初期に急激に分極し、およそ-1000mV (-1.0V) 程度で安定した電位を保持している。一方、海底土中部におけ

る鋼材の電位 (A.P.-7.5m 以深) の挙動は、通電開始から徐々に分極しており、その分極量は深度が大きくなるほど小さくなる傾向を示している。

また、海水中の電位は季節変動等の影響で周期的に卑化 (マイナス方向への変化)、貴化 (プラス方向への変化) を繰り返しているのに対し、土中部の電位は経時的に安定で徐々に卑化していることが分かる。このことから、海底土中部の場合、海水中のように温度変化や溶存酸素の影響を殆ど受けないと考えられる。

海底土中部の無防食時の電位 (自然電位) を図-7に示す。海底面からの距離が浅い場所を除いて、自然電位は深度が深くなるにつれて卑になる傾向にある。これは、図-8に示すように、海底面からの距離が深くなるにつれて、土中内部の溶存酸素が減少することでカソード分極曲線が卑側に移行し、自然電位が卑化したものと考えられる。このことは、腐食速度にも影響し、海底土中方向に深くなるにつれて腐食速度も低下するものと予想される。ただし、図-7に示すように、海底面付近となる海底面からの距離が-2.5m および -5m (A.P. -7.5m および -10m) の位置の電位は、海中部に比べて卑化しているところがある。これは、海中部と海底土中部とのマクロセルが形成されている可能性が考えられ、腐食速度は海中部と比較して大きくなる可能性がある。

ここで、マクロセルの腐食とマイクロセルの腐食の模式図を図-9に示す。マクロセルの腐食とは、腐食電池のアノード部とカソード部が明確に区別できる程度の大きさで進行する腐食形態である。異種金属接触腐食、酸素濃淡電池腐食などがその代表的なものである。一方でマイクロセルの腐食とは、金属表面に形成される金属結晶のある部分はプラス極 (カソード) に、ある部分はマイナス極 (アノード) となり、無数の腐食電池を同一金属表面に形成して進行する腐食形態である。均一腐食がその一例である。

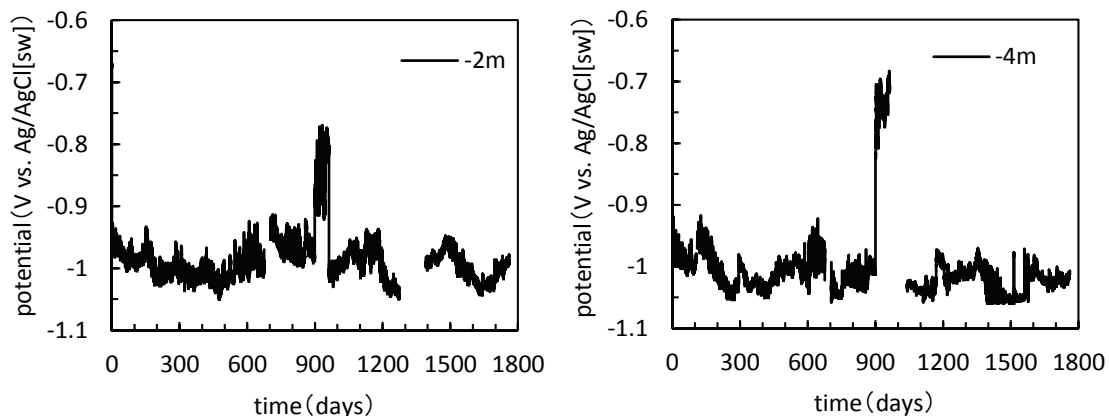


図-6 鋼材電位の経時変化 (次頁に続く)



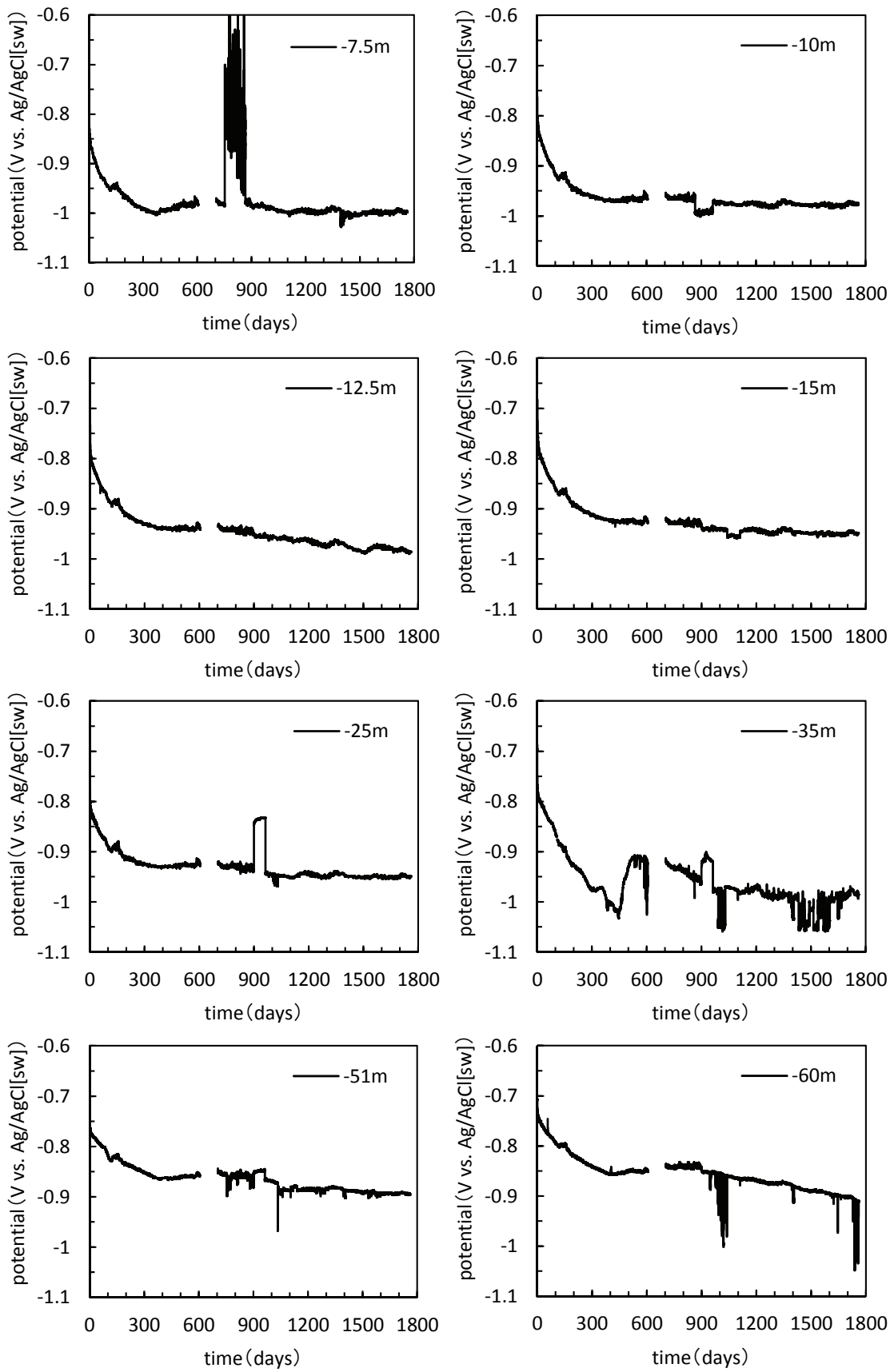


図-6 鋼材電位の経時変化

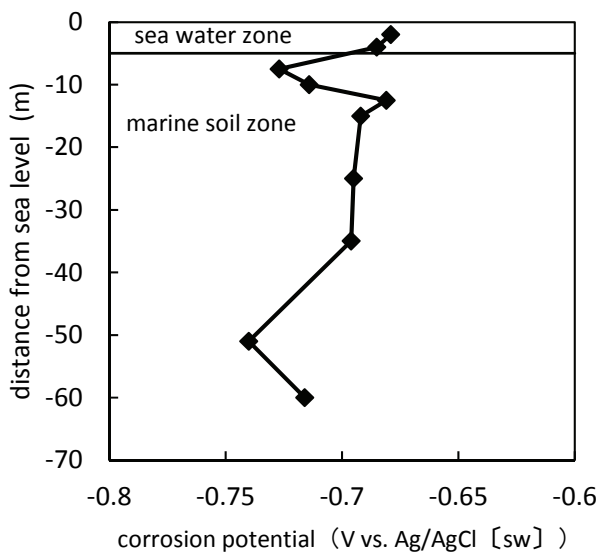


図-7 海底土中部における鋼試験片の自然電位深度変化

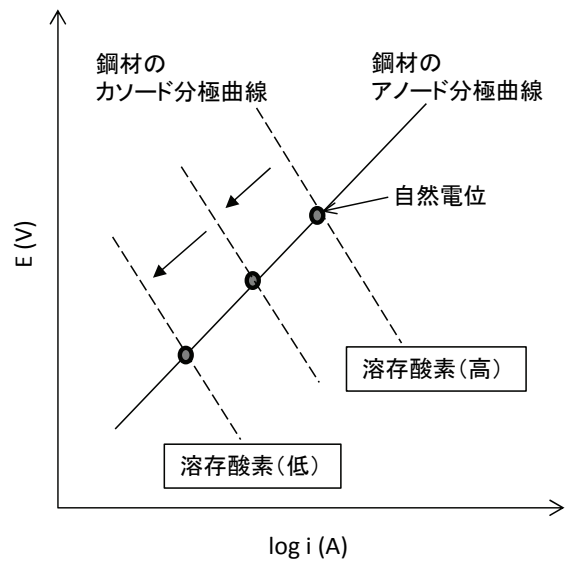
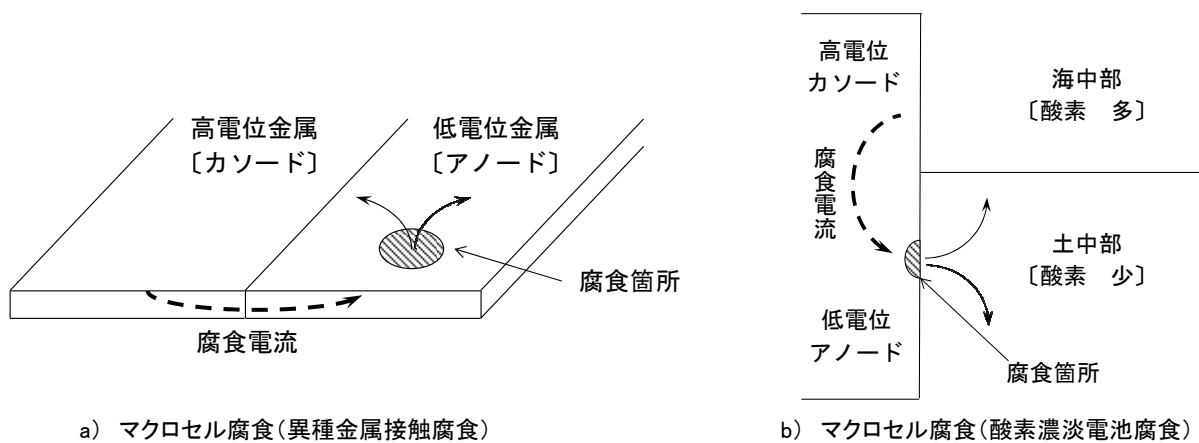


図-8 電位卑化のメカニズム



a) マクロセル腐食(異種金属接触腐食)

b) マクロセル腐食(酸素濃淡電池腐食)

c) ミクロセル腐食

図-9 マクロセルの腐食とマイクロセルの腐食の模式図

いずれにしても、図-6 から通電開始時からは電位は卑化傾向にあり、カソード防食が全鋼材面に対して有効に働いていると想定される。ただし、防食管理電位である  $-800\text{mV}$  より卑になるまでの期間は深度方向で異なり、図-10 に示すように、防食管理電位に達するまでの期間は深くなるにつれて延びる傾向にあった。ただし、深さが  $60\text{m}$  程度の範囲でも約  $120$  日程度の期間で防食電位に達している。土中の腐食速度が小さいことを考えると、この程度の期間の遅延は大きな問題ではなく、電気防食によって海底土中部においても十分な防食が確保されると想定される。

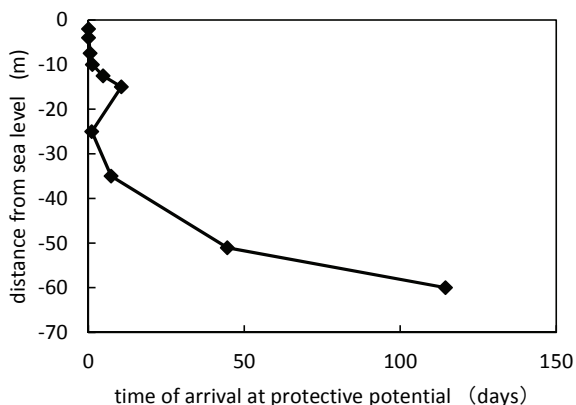


図-10 各深度の防食管理電位に分極するまでの期間

### (3) 流入電流密度

図-11 に流入電流密度の経時変化を示す。ここで、流入電流密度は、カソード電流（防食電流）として流入す

る電流量で整理しており、通電開始前に試験体と鋼管杭の間で生じていたマクロセルによって流れるアノード電流（腐食電流）が無くなるまでの期間（電流密度がマイナス値の期間）の流入電流密度は  $0\text{mA/m}^2$  とした。

海水中となる A.P.-2m および-4m（海底面からそれぞれ +3m, +1m）の流入電流密度に比べ、明らかに海底土中部の流入電流密度は小さいことが分かる。また海水中の防食初期の流入電流密度は、設計値の  $130\text{mA/m}^2$  および  $100\text{mA/m}^2$  よりも明らかに大きい結果となった。この電流の増大は、錆の還元等による消費や、河川などからの汚染水の流入による影響と考えられる。

一方、海底土中部に流入する電流密度は、A.P.-7.5m, -10m および-12.5m（海底面からそれぞれ-2.5m, -5m および-7.5m）の位置において、通電初期の段階では設計電流密度よりも大きな電流が流入している。それ以外の深度では、明らかに設計電流密度に比べ小さな値となった。

また、A.P. -35m（海底面から-30m）以深の鋼材には、通電初期にはカソード電流が流入していなかった。これは、海底土中部の電気防食のひとつの特徴だと思われる。しかしながら、通電約  $100$  日以降では、全ての位置でカソード流入電流が計測されており、電気防食の効果が全深度において有効に働いていると考えられる。

さらに図-11 においては、2.3 節 (1) 項で示した陽極発生電流密度の低減と同様に、A.P.-15m（海底面から-10m）以浅の海底土中部において鋼材へ流入する電流密度が低減する傾向を示すことが確認された。

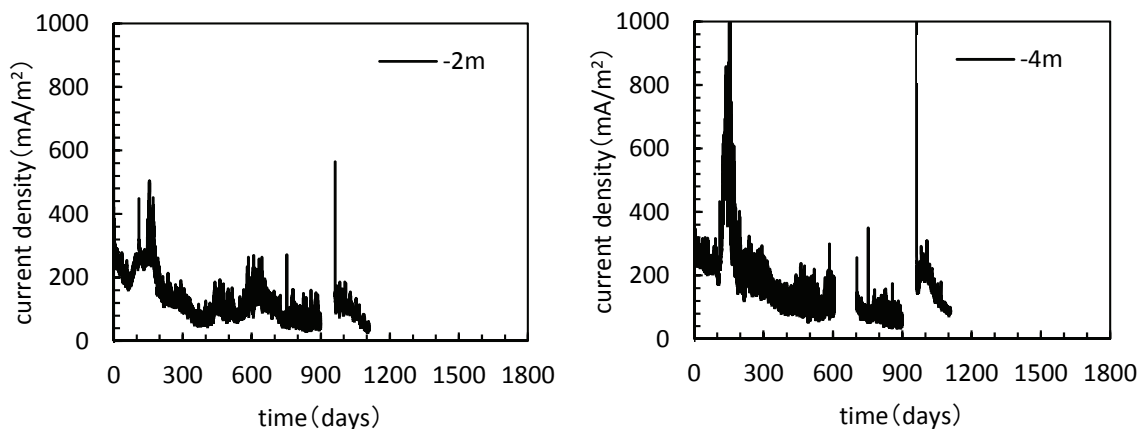


図-11 鋼材の流入電流密度の経時変化（次頁に続く）

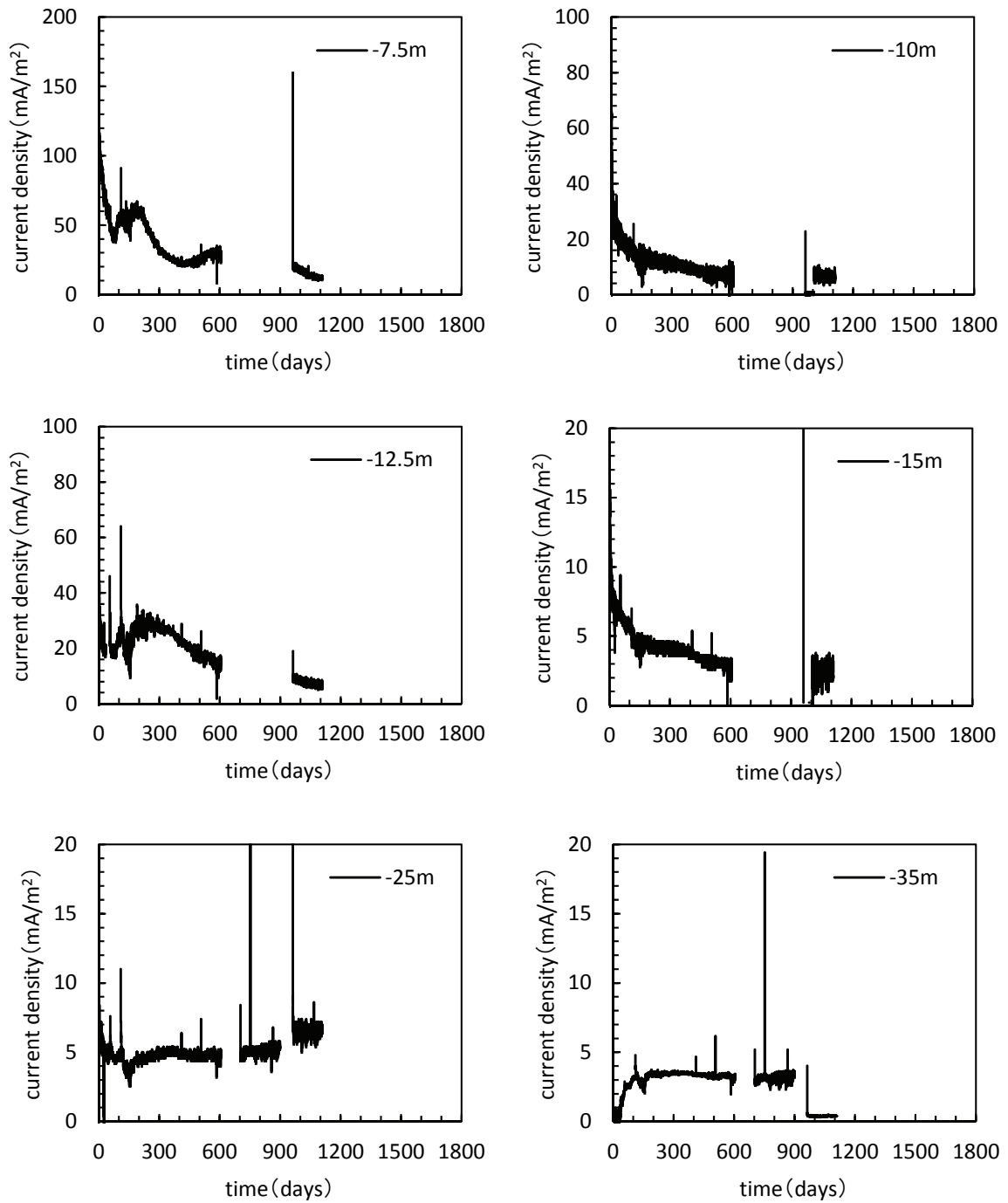


図-11 鋼材の流入電流密度の経時変化 (次頁に続く)

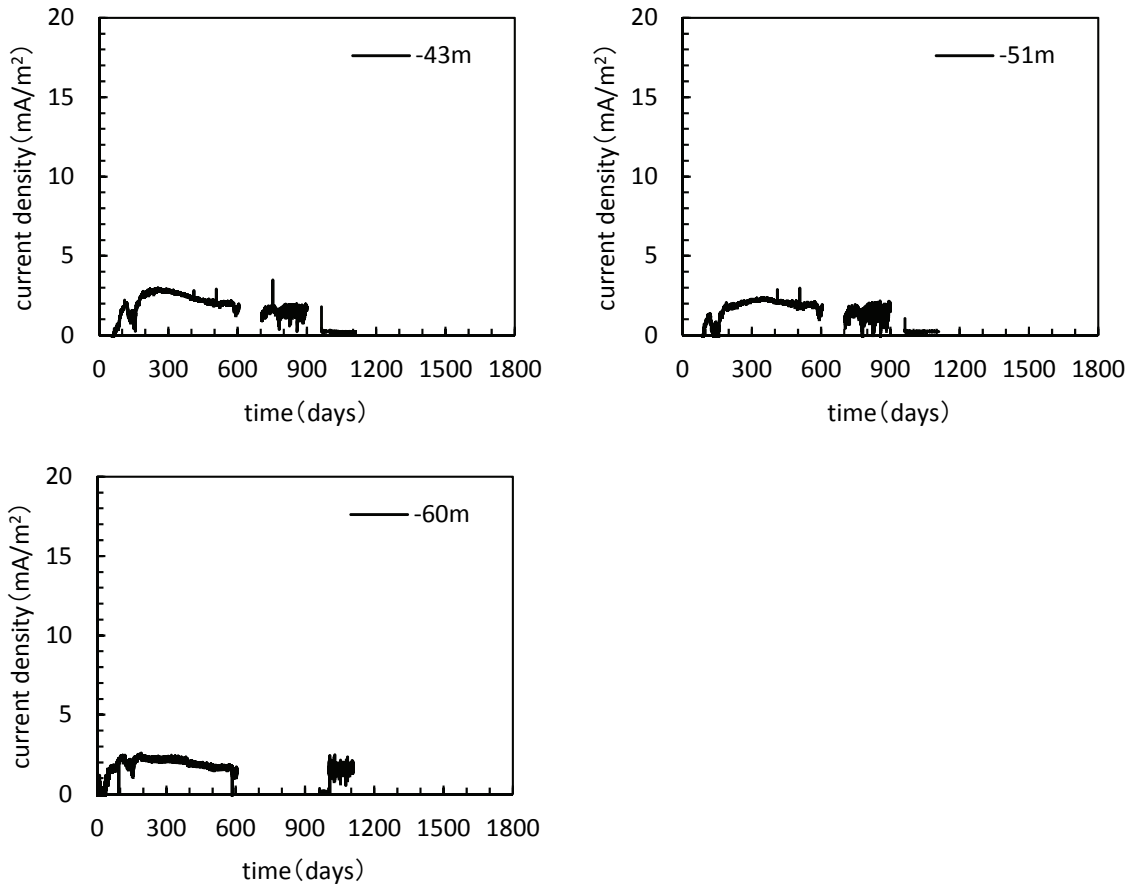


図-11 鋼材の流入電流密度の経時変化

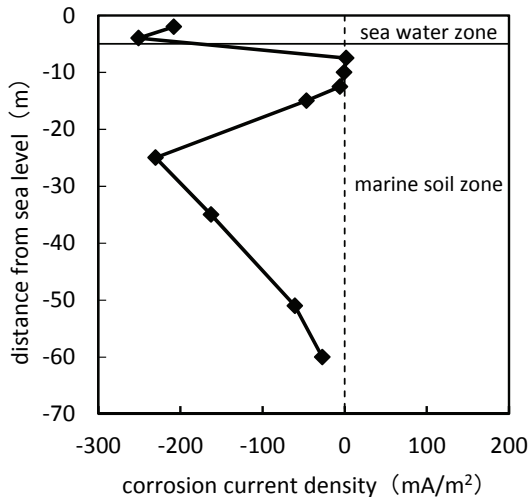


図-12 無防食時の腐食電流密度の深さ変化

図-12 に、通電開始前の腐食電流密度の深さ方向に対する変化を示す。電流密度がマイナス値であるのは、試験初期に試験片から電流が流出したこと（腐食が進行したことを意味している。これは、深さ方向あるいは鋼

管とのマクロセル電流であると思われるが、海水中で  $-250\text{mA/m}^2$  程度と非常に大きく、深度が深くなるにつれて徐々に電流密度が減少しているようである。A.P.-10m（海底面から-5m）付近においては、このマクロセル電流の流入部となり、腐食電流が打ち消されたものと思われる。いずれにしても、電気防食設計で一般に使用されている電流密度（海水中  $100\text{mA/m}^2$ 、海底土中部  $20\text{mA/m}^2$ ）よりも大きく、まずは、このマクロセル電流を電気防食によって打ち消すことが重要になるとと思われる。図-10 より、おそらく鋼管杭全体の防食が完了した通電約 100 日程度で、マクロセルは解消されていると推察できる。

### 3. 海底土中部への流入電流量の定量評価

図-13 に鋼材電位 ( $E_c$ ) と流入電流密度 ( $i_c$ ) の関係を示す。なお本章では、便宜上、計測位置の深度表記を海底面からの距離で表記している。また、図-13 の関係を模式化したものを図-14 に示す。図-14 より、海底面からの距離が+3m~-10m の範囲においては、電位は卑な方

向に、また電流密度は減少する方向に移行していることが分かる（図-14の点線）。これは、流電陽極方式電気防食工法の特徴的な傾向で、エレクトロコーティング等による環境改善などにより鋼材側となる陰極の分極が進む

ことで、電位が卑化し、電流密度が減少することを示している。このように、海底面からの距離が+3m~-10mの範囲においては、電気防食によるこの効果が十分得られ、電流密度の低減も大きいことがわかる。

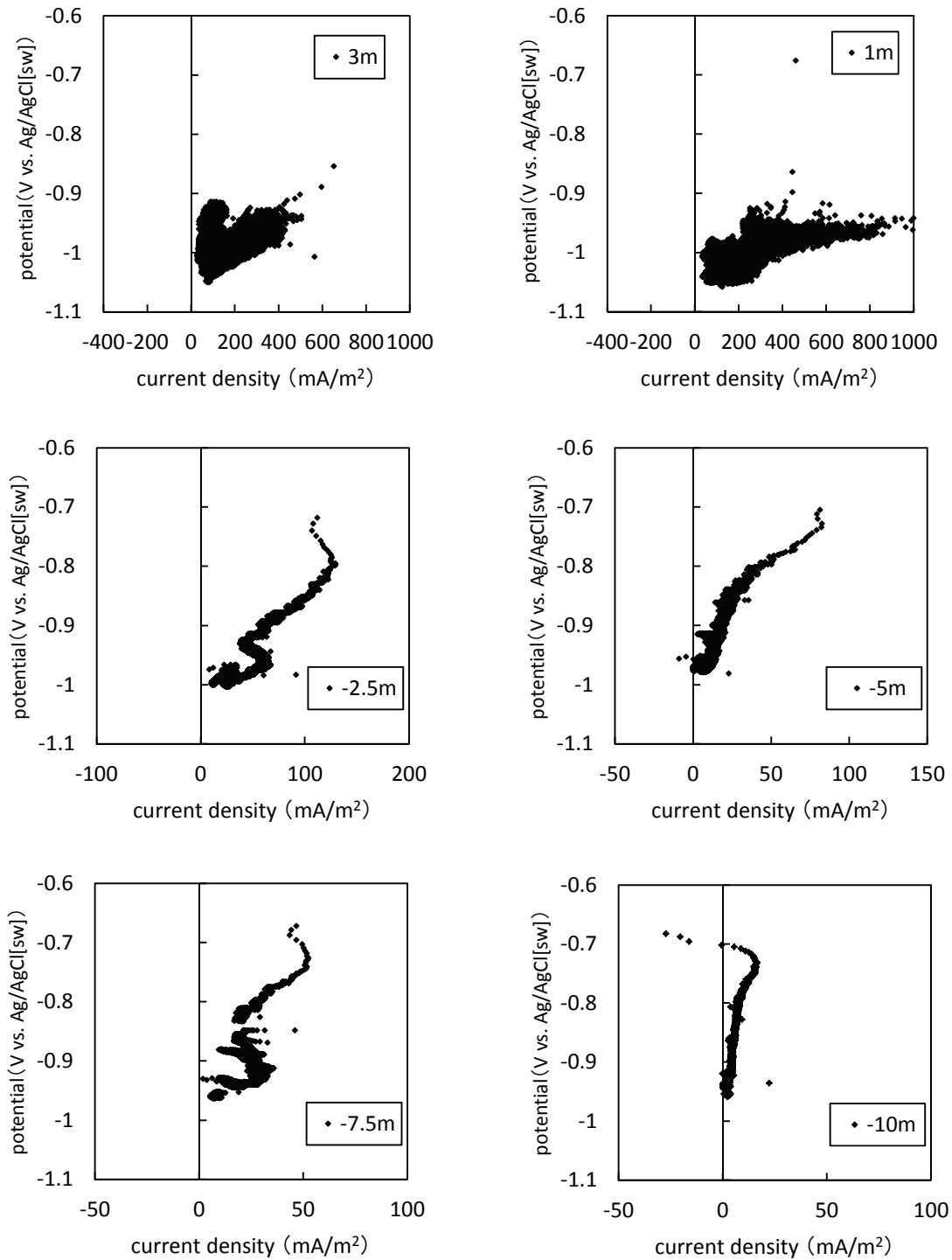


図-13 鋼材電位 (E<sub>c</sub>) と流入電流密度 (i<sub>c</sub>) の関係 (次頁に続く)

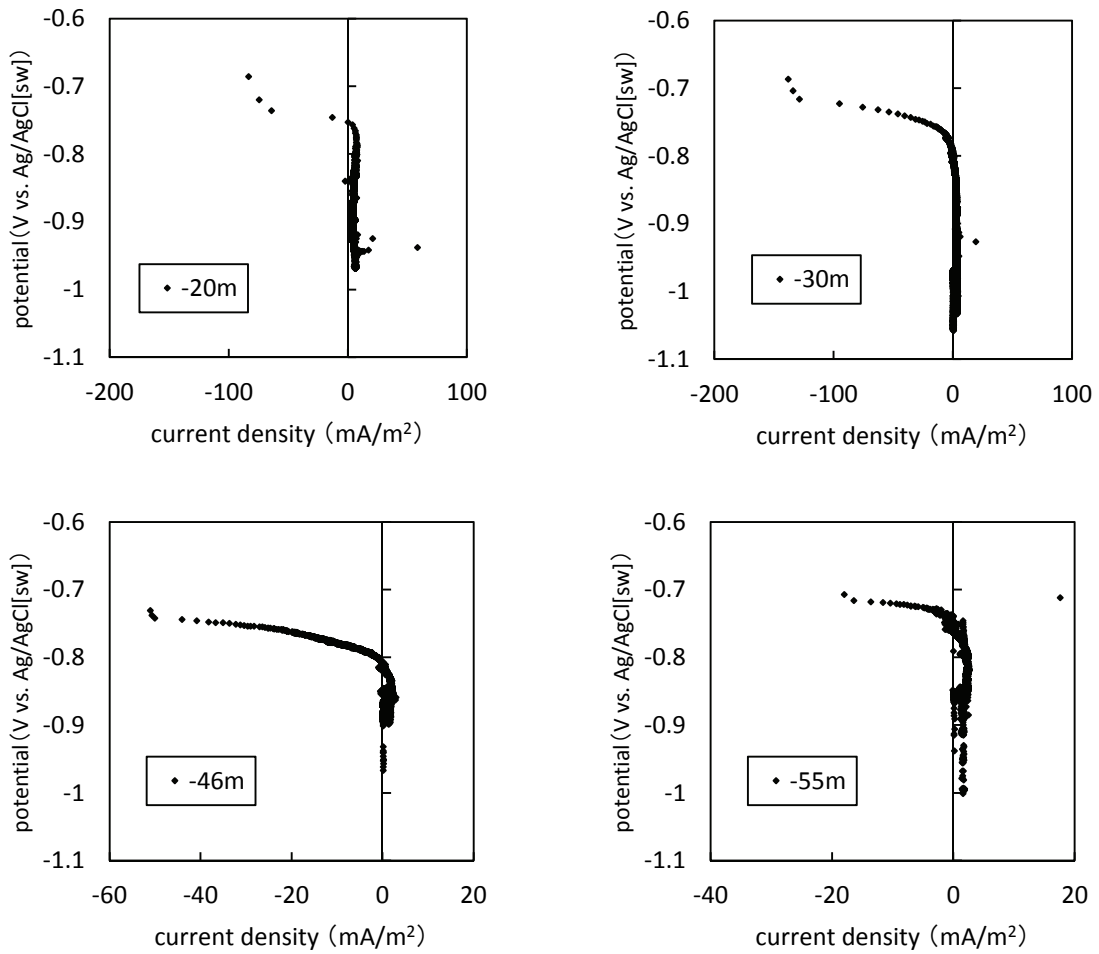


図-13 鋼材電位 ( $E_c$ ) と流入電流密度 ( $i_c$ ) の関係

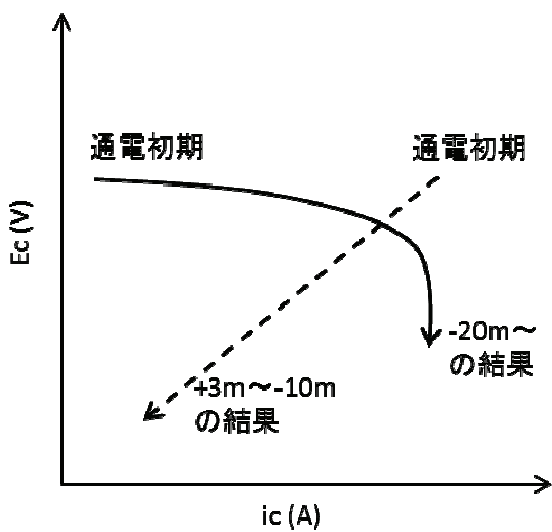


図-14 各深度における  $E_c-i_c$  の変化

一方、海底面からの距離が-20m以深の結果では、図-14中の実線で示したような傾向となっている。これについては、海底土中部の土質特性の変化が理由の1つと考えられる。第5章で述べるが、深度-20~-30m付近から土質性状が大きく変化しており、急激に土壤抵抗が増加している。これに伴い、流入電流量が減少したためであると考えられる。図-14中の実線のような推移は、カソード分極曲線を示しており、長期的にみると流入する電流密度は徐々に増加し、ある一定の電流密度で定常となり、電位が卑化する傾向を示す。この位置はおそらく酸素の拡散限界を示しており、非常に小さな電流密度にあるので、鋼材自体は防食状態に達していると推察される。

ここで、電流密度と腐食速度との関係を下記に示すが、両者の間には、ファラデーの法則から下記の関係が成り立つ。

・鉄の電流密度と腐食速度の関係について

表面積  $S$  ( $m^2$ ), 原子量  $M=55.8g/mol$ , 密度  $\rho=7.87g/cm^3$  の鉄が  $n=2$  価のイオン ( $Fe^{2+}$ ) として溶出し, 期間  $\Delta t$  (s) で  $\Delta W$  (g) の重量損失したときの腐食電流密度を  $i$  ( $A/m^2$ ) とすると, ファラデー定数  $F=96500C$  を用いて下記式 (2) が成立する.

$$n \cdot F \cdot \frac{\Delta W}{M} = i \cdot S \cdot \Delta t \quad (2)$$

この関係を用いて腐食速度  $W$  ( $g/m^2/s$ ) および  $L$  ( $m/s$ ) に変換すると, それぞれ下記の通りとなる.

$$W = \Delta W / S / \Delta t = 28.9 \cdot i \times 10^{-5}$$

$$L = W / \rho = 3.7 \cdot i \times 10^{-11}$$

よって, 鉄の腐食の場合, 1年間の腐食速度  $L$  ( $mm/年$ ) と腐食電流密度  $i$  ( $mA/m^2$ ) との関係には, 下記に相当する換算が成り立つ.

$$0.1mm/年 \approx 100mA/m^2 (\Rightarrow 10\mu A/cm^2)$$

鋼材電位 ( $E_c$ ) と流入電流密度 ( $i_c$ ) の関係より, 電流密度が最大となる, または, 酸素の拡散限界と考えられる位置が各深度における腐食速度であると想定される. これは, 海水中および海底土中部の腐食速度は, 海水中の溶存酸素に大きく依存し, 鋼材表面の酸素の拡散限界値が腐食速度とみなすことができるためである.

図-15 に鋼材の腐食反応の模式図を示すが, 鋼材の腐食は, 酸化 (アノード) 反応と還元 (カソード) 反応が同時に起こり, どちらか一方の反応が生じることはない. 海水中, 海底土中部の場合, 溶存酸素の供給が反応律速と考えられるのでカソード反応 ( $O_2+2H_2O+4e^- \rightarrow 4OH^-$ ) が鋼材の腐食速度を決める. よって, 今回計測された最大の電流密度が腐食速度となる. この電流密度が防食に必要な初期の防食電流密度となる.

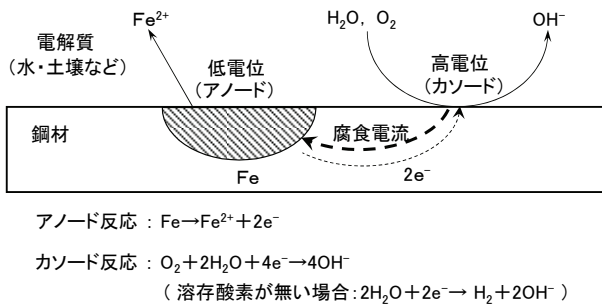


図-15 鋼材の腐食反応の模式図

図-16 および図-17 に初期防食電流密度の深度分布を示す. また, 図中には, 通電 500 日後に測定された電流密度の深度分布も併せて示す. この図より, 電流密度は深度が深くなるにつれて急激に小さくなる傾向にある. 海底面からの深さが-10m 程度で海水中の防食電流密度の 1/10 程度に, -50m 程度で 1/100 程度となっている. また, 図-16 および図-17 から, 経過 500 日後の流入電流密度分布は, 初期の防食電流密度に比べて低減していることが分かる.

上述したとおり, この防食電流密度は腐食電流密度と同じ値となることから, この電流密度より海底土中部の腐食速度を推定した. 結果を図-18 に示す. なお, 「港湾鋼構造物の防食・補修マニュアル」に示されている海洋環境における腐食速度の標準値についても併せて示す. この結果, 海底面からの深さが-10m 程度までは, 腐食速度の標準値 (0.03mm/年) を上回る腐食速度となり, それ以深では腐食速度は標準値よりも小さくなると推定された.

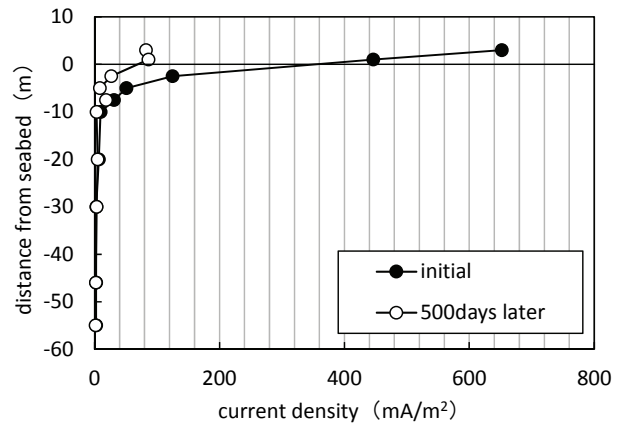


図-16 初期防食電流密度と通電500日経過後の流入電流密度の深度分布 (実数軸表示)

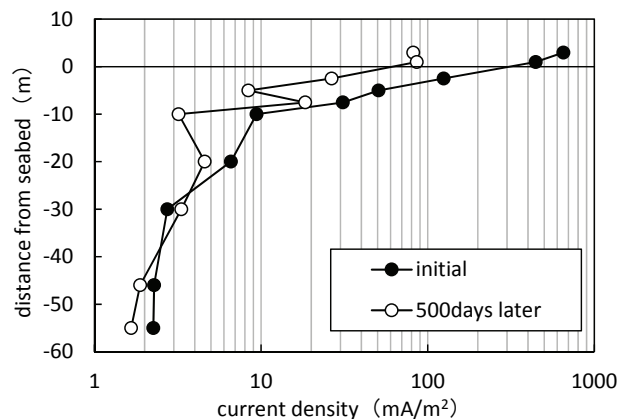


図-17 初期防食電流密度と通電500日経過後の流入電流密度の深度分布 (対数軸表示)



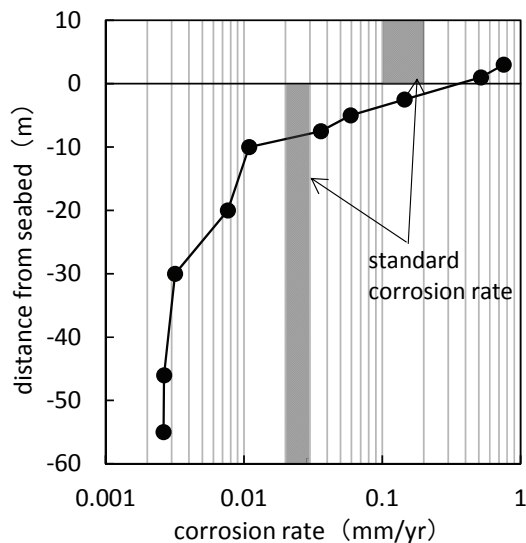


図-18 海底土中部の腐食速度

図-19 に各深度における防食電流の低減率分布を示す。なお図-19 の低減率は、図-16 および図-17 で示した初期防食電流密度に対する 500 日後の流入電流密度の比率を表した値である。海底面からの深度が大きくなるにしたがって、低減率は大きくなる傾向にある。また、深度-30m では低減率が 1 以上となり電流が増大していた。しかしながら、杭全体としては、海水中および海底近傍の海底土中部の流入電流量が卓越しているため、平均化した低減率は 16% 程度となった。これは発生電流量からの電流低減率とほぼ同程度となり、値としては妥当であると考えられる。

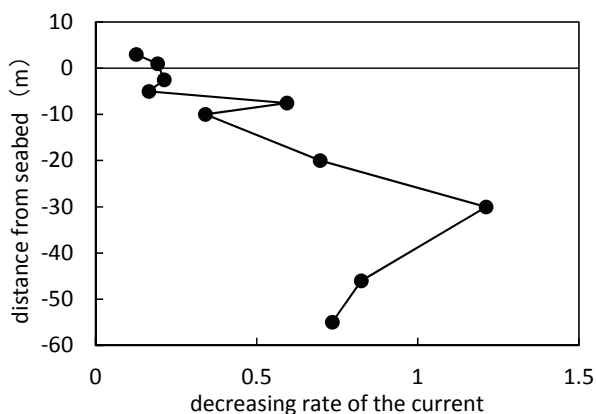


図-19 防食電流低減率の深度分布

## 4. 海底土中部の電気防食メカニズムに関する検討

### 4.1 目的

鋼材の電気防食効果の確認は、海中では鋼材の電位判定によって評価されているが、海底土中部については効果の確認が行われていない。それは、通常行われている投げ込み式照合電極による電位計測では、海底土中部の鋼材の電位を正確に計測できないことが理由である。

海底土中部の電気防食効果は、種々の電気防食試験によって実証されている<sup>2) 3) 4)</sup>。しかしながら、電気防食状態の有限要素解析を行ってみると、一般的な境界条件にもかかわらず、電気防食効果が期待できるのは海底面から数 m 程度であり<sup>4)</sup>、海中中部のみに犠牲陽極を設置する従来の方法では、数十 m の深さまで防食電流を供給するのは非常に困難と考えられる。

一方、第 1 章～第 3 章での調査結果では、図-10 より、通電初期において防食電位を満足したのは海底面から深さ-10m 程度であるが、時間の経過とともに深度の浅いところから徐々に防食電位を満足するようになり、120 日後には杭先端の深さ-55m (A.P.-60m) の位置でも防食電位を満足するようになった。電気防食による効果であることに間違いないと思われるが、図-14 より、深さ-20m (A.P.-25m) 以深では、通電初期において  $E_c$ - $i_c$  線が左下がりの直線関係を示さないことから、通電による副次的な効果によって防食が達成されている可能性が高いと考えられる。

本章では、海底土中部の電気防食メカニズムを解明するため、実構造物に対して種々の電気化学測定を行い、電気化学的観点からメカニズムの考察を行った。

### 4.2 調査概要

試験の手順は以下の通りである。始めに鋼試験片への防食電流の供給を停止し、2 ヶ月間無通電状態にした。この状態を電気防食適用前の状態と仮定し、鋼試験片に対してアノードおよびカソード分極曲線の測定を行った。測定終了後、鋼試験片への防食電流の供給を再開し、4 ヶ月後に同様の電気化学測定を行った。

分極曲線の測定装置は図-20 に示すように、P/G.stat (ポテンショ/ガルバナスタット)、関数発生器、Zn 照合電極、対極 (外部アルミ陽極)、データロガーから構成されている。分極曲線の測定はカソード方向から測定を開始し、所定の下限電位に到達後、アノード方向に反転させ、所定の上限電位まで掃引した。掃引速度は 20mV/min とした。また、測定開始電位は、通電前の状態では自然電位、電気防食状態では維持電位とした。なお、A.P.-4m、-12.5m

および-43m（海底面から深さ+1m, -7.5m および-38m）での電気化学測定は行っていない。

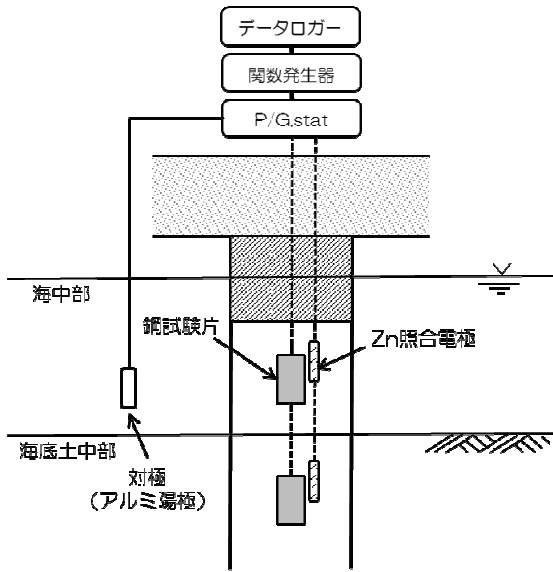


図-20 分極曲線の測定方法

#### 4.3 調査結果および考察

電気防食適用前の状態にて測定した鋼試験片の各深度における自然電位を図-21に示す。鋼試験片の自然電位は、深度が深くなるにつれて卑電位を示す傾向を示した。とくにA.P.-25m（海底面から深さ-20m）以深の鋼試験片においては、防食管理電位の-800mV付近まで卑化した。自然電位の卑化は、第2章で述べたように、カソード分極の増大によって引き起こされたものであり、深度の低下とともに海底土中部の溶存酸素濃度が低下していることを意味している。

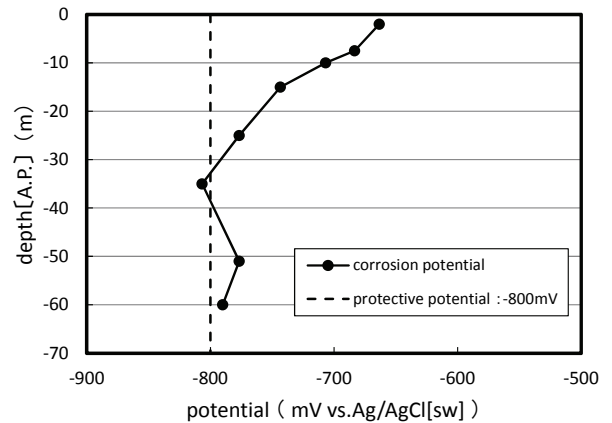


図-21 深度と鋼試験片の自然電位の関係

鋼試験片の電気防食適用前後のアノードおよびカソード分極曲線を図-22に示す。また、測定した分極曲線から得られる各要素は図-23のとおりである。

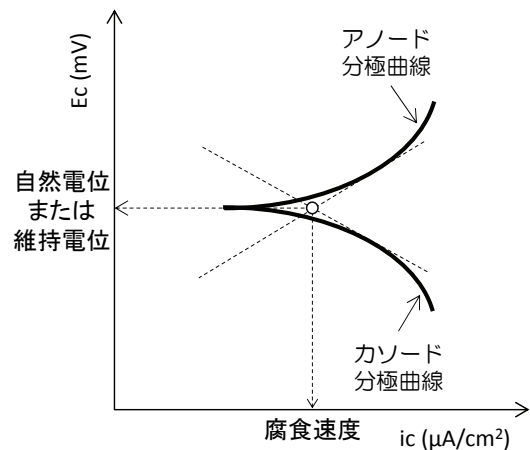
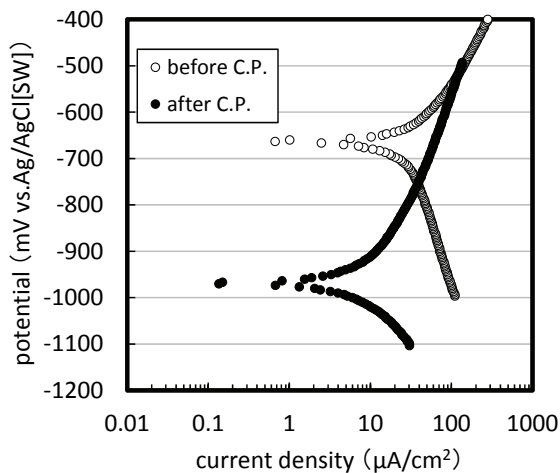
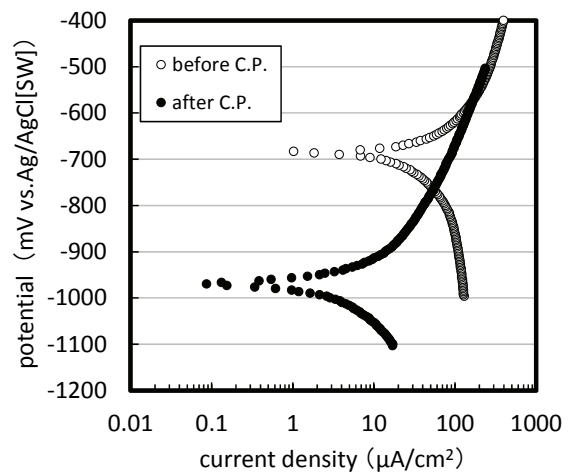


図-23 分極曲線の各要素の模式図

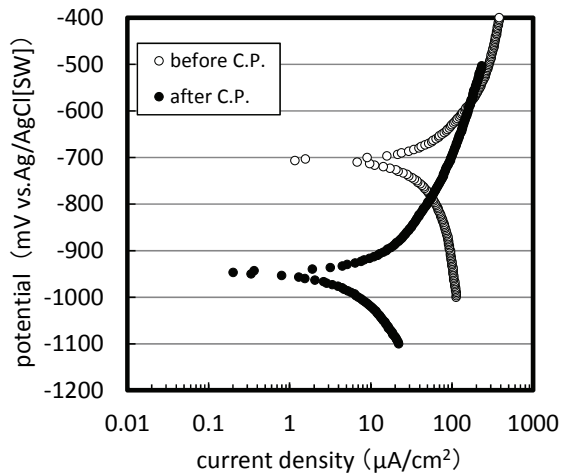


(a) A. P. -2m

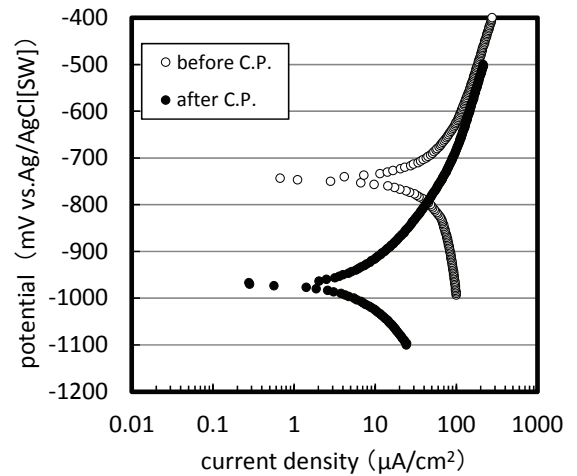


(b) A. P. -7.5m

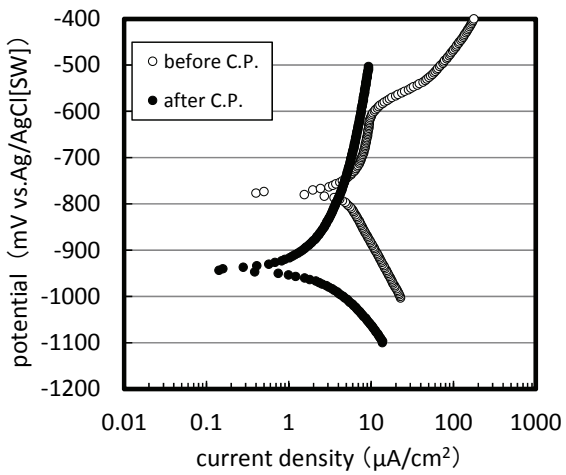
図-22 各深度で測定した鋼試験片の分極曲線（次頁に続く）



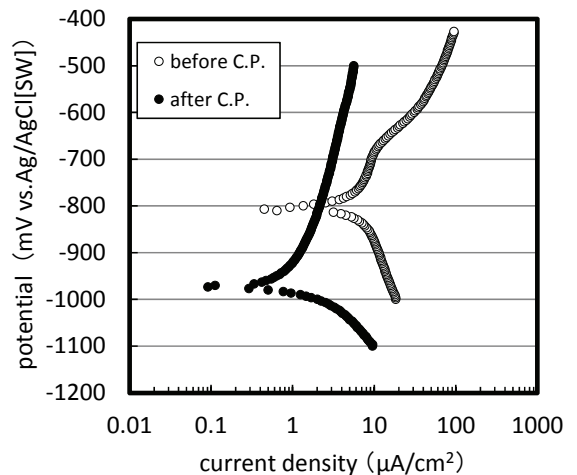
(c) A. P. -10m



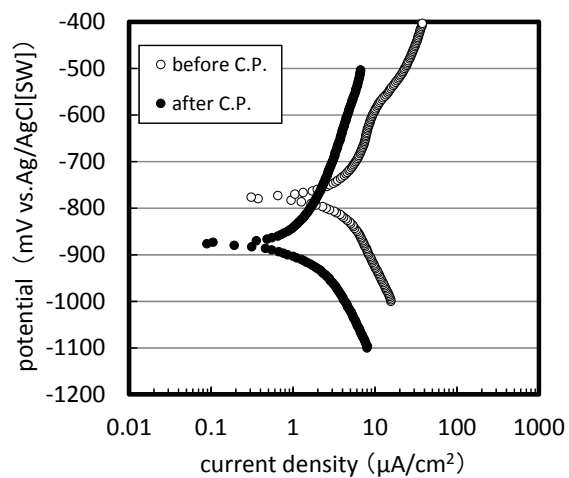
(d) A. P. -15m



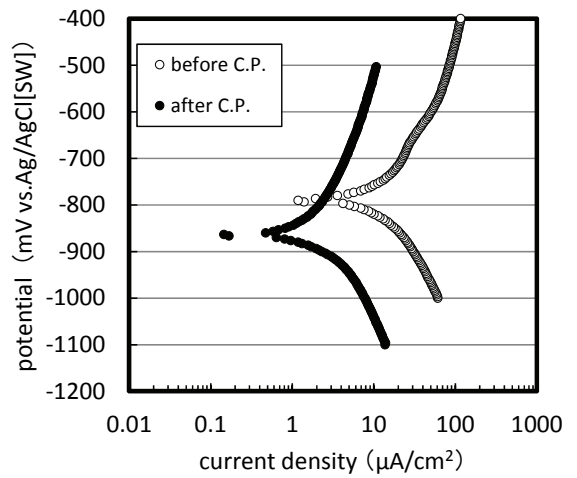
(e) A. P. -25m



(f) A. P. -35m



(g) A. P. -51m



(h) A. P. -60m

図-22 各深度で測定した鋼試験片の分極曲線

(1) 電気防食適用前の分極特性と腐食速度

A.P.-25m 以深の海底土中部では、海中部 (A.P.-2m) よりもカソード分極曲線が低電流密度側に移行していることから、カソード反応 ( $O_2+2H_2O+4e^- \rightarrow 4OH^-$ ) が小さくなっている。これは、深度が深くなるにつれて溶存酸素濃度が低下していることを示しており、先述した自然電位低下の原因を裏付けるデータである。また、海底土中部では深度が深くなるにつれてカソード反応が小さくなる傾向を示した。

A.P.-7.5m, -10m, -15m については、溶存酸素の拡散限界電流密度  $10\mu A/cm^2$  よりも非常に大きな高電流密度域にカソード分極曲線の変曲点が認められることから、この地点では、マクロセル腐食によって鋼表面の溶存酸素が消費されたため、カソード反応に溶存酸素の還元反応はみられず、水素発生反応 ( $2H_2O+2e^- \rightarrow H_2+2OH^-$ ) が起こっているものと考えられる。さらに海底土中部では、杭の下端 (A.P. -60m) のカソード反応が比較的大きくなる傾向を示し、既往の試験<sup>3)</sup>とも同様の結果であった。嫌気性の環境であることから、微生物の影響 (硫酸塩還元菌) によりカソード反応が促進された可能性が高いと思われる。

一方、アノード反応 ( $Fe \rightarrow Fe^{2+} + 2e^-$ ) においては、環境差によるマクロセル腐食の影響が現れており、アノード反応の大きい位置がマクロセルアノード、小さい位置がマクロセルカソードになっていたと推測される。本測定結果より、海底面に近い A.P.-7.5m, -10m, -15m, 杭下端部の A.P. -60m がマクロセルアノードになっていたと考えられる。

深度と分極曲線から推定した腐食速度 ( $10\mu A/cm^2 \Rightarrow 100mA/m^2 \approx 0.1mm/年$ に相当) との関係を図-24 に示す。海中部は  $12\mu A/cm^2$  ( $120mA/m^2$ ) 程度を示し、一般的な腐食速度といえる。しかしながら、海底土中部の海底

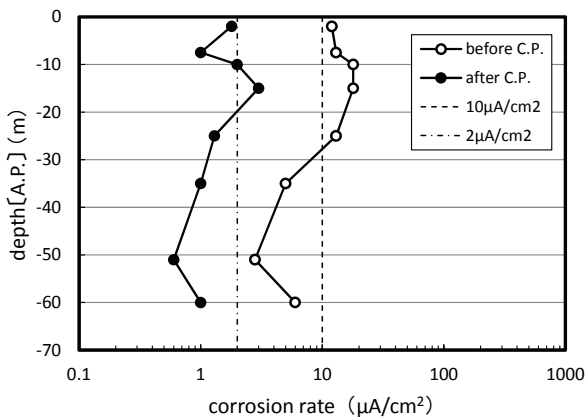


図-24 深度と分極曲線から推定した腐食速度の関係

面に近い部分の腐食速度は約  $20\mu A/cm^2$  であり、マクロセル腐食によって腐食が促進されていた。腐食速度が溶存酸素の拡散に律速されているとすれば、腐食速度と同等の防食電流が必要であり、海中部の防食電流 ( $130mA/m^2 \Rightarrow 13\mu A/cm^2$ ) よりも大きくなるのがわかる。また、杭先端部の A.P.-60m では  $6\mu A/cm^2$  であり、鋼材の一般的な土壌中の腐食速度 ( $0.02mm/年 \Rightarrow 2\mu A/cm^2$ ) の約 3 倍大きな値を示していた。海底土中部では、深度が深くなるにつれて腐食速度は小さくなる傾向にあるが、鋼試験片の腐食速度は一般的な腐食速度よりも大きい値を示す傾向であった。

(2) 電気防食適用後の分極特性と腐食速度

図-22 より、鋼試験片の分極特性の経時変化が海中部と海底土中部において異なるのが確認できる。測定した分極曲線から推察される電極反応 (アノード反応およびカソード反応) の変化をまとめると表-2 の通りである。また、海底土中部の分極曲線から推察される防食メカニズムの模式図を図-25 に示す。

表-2 電気防食適用前後の電極反応の変化

	深度 (A.P.)	分極曲線から推察する電極反応の変化		変化によりもたらされる現象
		アノード反応	カソード反応	
海中部	-2m ~ -4m	変化なし	減少	・自然電位の低下 ・腐食速度の低下
海底土中部	-7.5m ~ -15m	変化なし	減少	・自然電位の低下 ・腐食速度の低下
	-25m ~ -60m	減少	減少	・腐食速度の大幅な低下

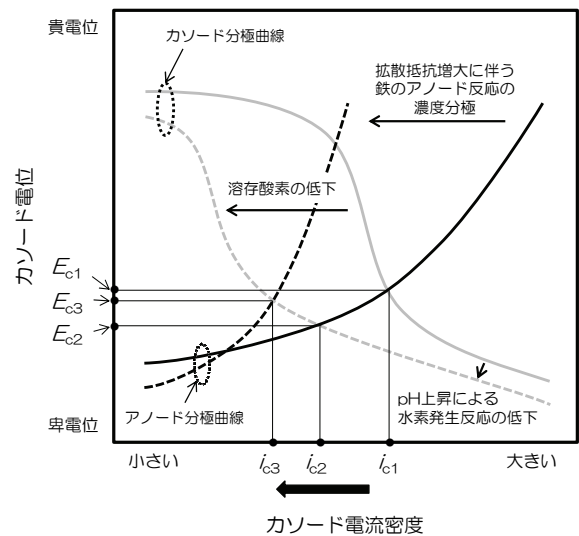


図-25 海底土中部の防食メカニズムの模式図

電気防食適用後の海底土中部の分極曲線において特徴的なのは、アノード分極が増大していることで、これはアノード反応が減少したことを意味している。なお、アノード分極の増大は、アノード分極曲線の傾きが増大し、かつ曲線が低電流密度側に移行していることから読み取れる。

カソード反応（溶存酸素の還元反応）の減少（カソード分極の増大）は、pHの上昇によってエレクトロコーティングが生成し、これが溶存酸素の拡散の障壁となって引き起こされる現象である。一方、アノード反応の減少（アノード分極の増大）は、エレクトロコーティングの生成によりアノード反応を起こす鋼材の表面積が減少したことに加え、アノード反応（ $\text{Fe} \rightarrow \text{Fe}^{2+} + 2\text{e}^-$ ）での $\text{Fe}^{2+}$ の拡散が抑制され、アノード反応に大きな濃度分極が発生したことによるものと考えられる。海底土中部のような物質移動が非常に遅いと考えられる環境下においては、深度が深くなるにつれ物質拡散抵抗が増大すると考えられる。また、pHの上昇によって生成するエレクトロコーティングも同様に物質拡散障壁となり得ると考えられる。

さらに、図-21で示したように、深度が深くなるにつれ自然電位は卑化していることから、海底土中部の土壌環境は深度が深くなるにつれ溶存酸素濃度が減少し、脱気状態に近い状況であると考えられる。このため脱気環境中においては、図-26に示すようにアノード反応（鉄の平衡反応）およびカソード反応（水素の発生反応）ともpHの上昇により平衡電位がそれぞれ卑側に移行することから、pHの上昇は防食状態を維持するための副次的な効果をもたらしていると考えられる。

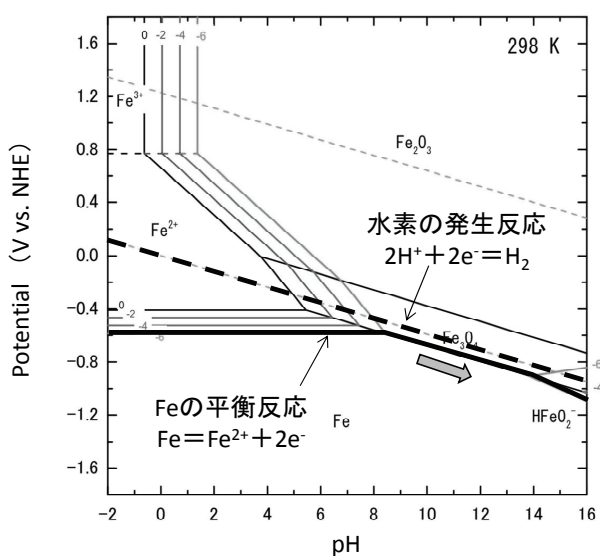


図-26 Fe-H<sub>2</sub>O系の電位-pH平衡図  
(腐食・防食ハンドブック<sup>5)</sup>より引用)

海底土中部は土壌抵抗が高いため、設計時に想定した防食電流が供給されるのは海底面から数m程度であるが、微弱でも防食電流を供給することにより、経時的な鋼材表面の溶存酸素濃度の減少とアノード反応の抑制、さらに脱気環境中でのpH上昇による平衡電位の卑化の総合的な効果によって、所定の防食電流以下であっても防食が達成されるのが海底土中部の防食メカニズムであると考えられる。

図-24より、電気防食適用後の腐食速度は、いずれの深度においても大きく低下し、電気防食適用前の10~20%程度となった。マクロセル腐食の影響を強く受けていたA.P.-10mと-15mにおいても2~3 $\mu\text{A}/\text{cm}^2$ まで腐食速度が低下し、土壌中の自然腐食速度と同レベルとなっている。さらに、維持電位（分極曲線の測定開始電位）はすべての深度で防食管理電位を下回っている。

以上のことから、海底土中部に対しても電気防食の効果が裏付けられた。

## 5. 海底土中部の土質特性と電気防食の関係について

### 5.1 目的

陰極（鋼材）電位（ $E_c$ ）と陽極電位（ $E_a$ ）の間の電位差および海水中および海底土中部を流れる電流（ $I$ ）にはオームの法則が成り立ち、式（3）で表すことができる。

$$E_c - E_a = I \cdot (R_a + R_b + R_c) \quad (3)$$

ここで、

$R_a$  : 陽極近傍の電流経路内の電気抵抗 ( $\Omega$ )

$R_b$  : 陽極と陰極から離れた電流経路内の電気抵抗 ( $\Omega$ )

$R_c$  : 陰極近傍の電流経路内の電気抵抗 ( $\Omega$ )

海水中においては、 $R_a$ に比べ $R_b$ および $R_c$ が非常に小さいため、 $R_a$ のみの関係式で評価されている。しかし、海底土中部の場合には、土中の抵抗を無視することはできないと考える。陰極（鋼材）電位（ $E_c$ ）と陽極電位（ $E_a$ ）の間の電位差は、鋼材とアルミニウム合金陽極との電位差であるため、海水中も海底土中部も大きく変わらない。したがって、土中抵抗が高い場合は、抵抗率に比例して電流が流れにくくなる。

第2章～第3章より、実構造物を用いた計測で海底面からの深さ-55m (A.P.-60m)までは、防食電流が流入し、防食管理電位にまで達するという結果が得られたが、より定量的な評価を行うために、現地のボーリング調査でサンプリングされた土質試料（コア）を用いて、各深度

の抵抗率ならびに土質特性より定量評価することを試みた。なお、コアは土質研究チームに保管しているものを使用した。

## 5.2 調査概要

試験に用いたコアは、羽田空港 D 滑走路建設時に実施された土質調査で得られたコアを使用した。図-27 に今回計測に使用した土質試料の採取位置を示す。D 滑走路の埋立/棧橋の接続部であり、土質研究チームに残存する試料の中で調査対象杭に最も直近した位置のものである。

測定は、土壌の電気抵抗率の計測、含水比試験、土粒子密度試験および粒度試験を実施した。電気抵抗率の計測は、図-28 に示すように試料の両端にステンレスの電極を取り付け、交流抵抗測定器により行った。なお、試料の大きさは、φ70mm×100mm 程度のものを用い、交流抵抗の測定周波数は 1kHz、振幅幅 10mV とした。

土壌抵抗率計測後、含水比試験、土粒子の密度試験を各深度で実施し、粒度試験は抵抗率が変化している深度で実施した。含水比試験は JIS A 1203、土粒子の密度試験は JIS A 1202、粒度試験は JIS A 1204 に準拠して実施した。

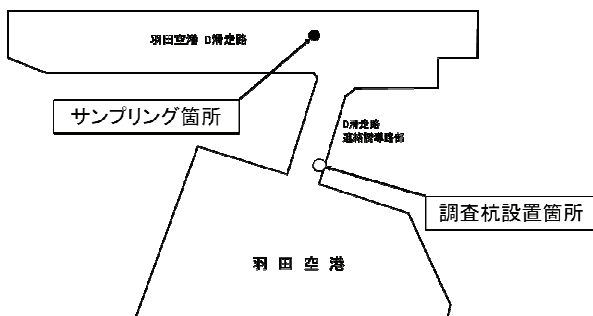


図-27 測定した土質試料のサンプリング位置

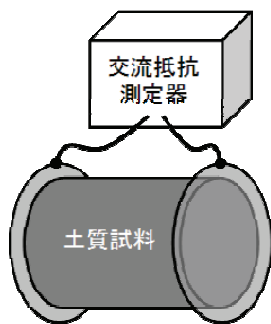


図-28 抵抗率の測定模式図

## 5.3 調査結果

図-29 に測定した抵抗率の深度分布を示す。海底面からの深さ-14m (A.P.-19m) から-20m (A.P.-25m) までは  $50\Omega\cdot\text{cm}$  程度の抵抗率であり、さらに深度-30m (A.P.-35m) での  $300\Omega\cdot\text{cm}$  程度まで深さ方向に単調に増加している。深度-30m (A.P.-35m) 以深から、抵抗率が急激に増加し、深度-55m (A.P.-60m) 地点では約  $4000\Omega\cdot\text{cm}$  程度の値となった。海水中の抵抗率は、 $20\sim 30\Omega\cdot\text{cm}$  程度であることから、海底土中部に電気防食による防食を行う際には、非常に大きな抵抗が電気防食回路内に生じていることがわかる。

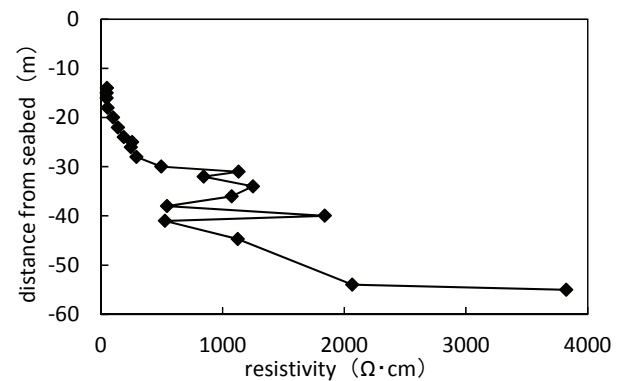


図-29 抵抗率の深度分布

調査対象地盤近傍の地層構成図を図-30 に示す<sup>6)</sup>。深度-30m (A.P.-35m) 以深で複雑に増減した抵抗率は、複雑な地層構成と対応しており、地盤物性によって土壌の抵抗率が大きく変化すると考えられる。

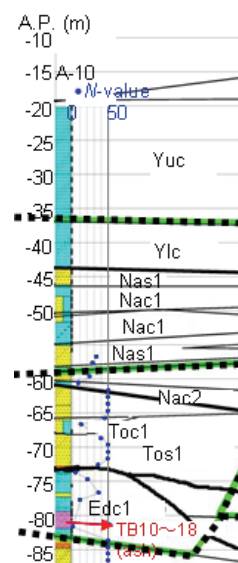


図-30 地層構成図<sup>6)</sup>

さらに、含水比の深度分布を図-31に示す。A.P.-35m地点を境にして、含水比が高い地盤と低い地盤に分かれていることが確認できる。図-29の土壤抵抗率の関係と比較すると、含水比が高いと土壤抵抗率は低く、一方で含水比が低いと土壤抵抗率は高くなる傾向を示す相関性が認められた。

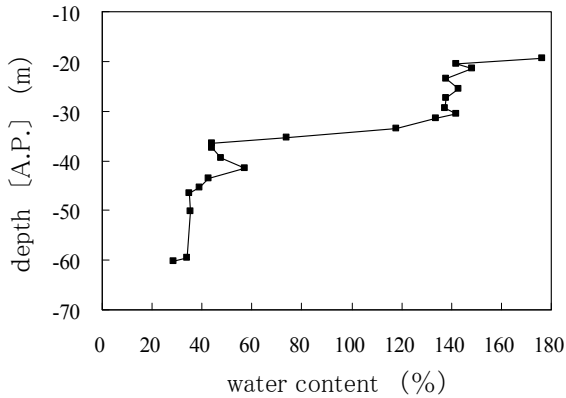


図-31 含水比の深度分布

土粒子密度の深度分布を図-32に示す。密度は2.60～2.69g/cm<sup>3</sup>の範囲にあり、日本における一般的な値と同程度でほぼ一定値であった。このことから、含水比の深度分布は間隙比の深度分布と対応していると考ええる。

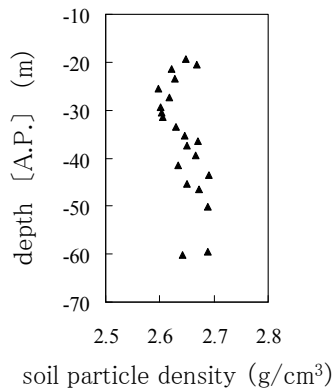


図-32 土粒子密度の深度分布

図-33に粒度試験から得られた粒径加積曲線を示す。深度約-26m (A.P.-31.4m) 以浅では粘土・シルト分が大半を占め、砂分がほぼ含まれていないのに対して、深度約-30m (A.P.-35.4m) 以深では砂分が20%～40%程度含まれており、深度約-30m 付近を境にして粒度分布が変化していることが確認できる。このことから、土壤抵抗率が深度-30m 以深から急増しているのは、砂分の含有量が影響していると考えられ、砂分の含有量が増加すると土壤抵抗率も増加することが示唆される。また砂分の増加は、含水比や間隙比の減少に対応することになる。

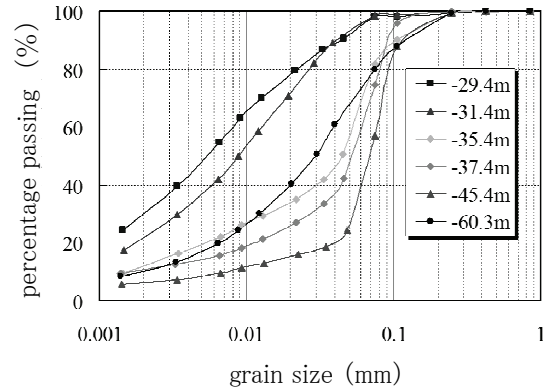


図-33 粒径加積曲線

図-34および図-35に土壤抵抗率と含水比、間隙比の関係を示す。間隙比は、各深度の試料から得られた含水比と土粒子密度から、飽和度  $S_r=1$  として算出したものである。また、図中の曲線は累乗近似曲線を示している。

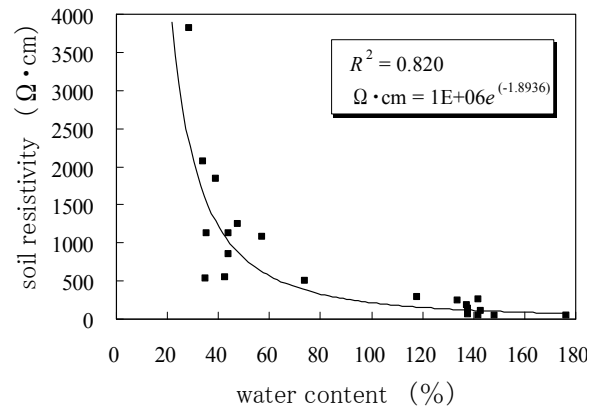


図-34 土壤抵抗率と含水比の関係

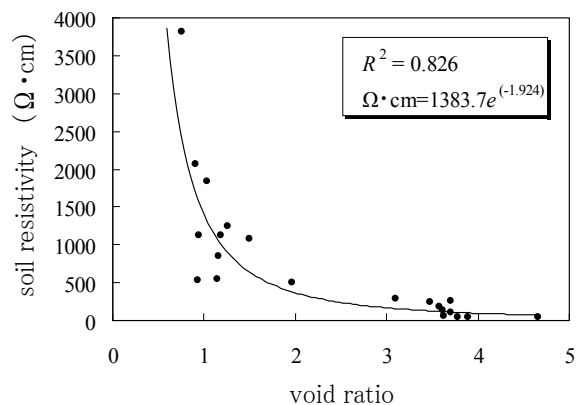


図-35 土壤抵抗率と間隙比の関係

図-34および図-35より、土壤抵抗率が累乗関数的に変化する傾向が確認でき、土壤抵抗率と含水比および間隙比の  $R^2$  はほぼ同じになった。よって、電気抵抗率と含水比、間隙比との間には相関性が認められた。

しかし、同様の物性値（例えば、含水比 40%や間隙比 1 の地点）でも抵抗率に最大  $1500\Omega\cdot\text{cm}$  の差が生じている。この要因としては、土壌の間隙中に含まれる電解質の濃度が影響していると考えられる。このことから、同様の物性値でも、予測した抵抗率より著しく異なる可能性が示唆される。

土壌抵抗率の測定結果をもとに海底面からの距離と抵抗の関係性を推定した。抵抗値の推定は、測定されたデータを補完することで各深度の抵抗率とした。結果を図-36 に示す。ここで、電気的な抵抗値は、抵抗率 ( $\rho$ ) に対し長さ に比例し面積に反比例する。ここでは長さ方向のみに着目し、抵抗値を  $\Omega\cdot\text{m}^2$  と表した。この結果からも、深度-30m 程度までは、抵抗値は徐々に増加する程度であったものの、それ以降は急激に抵抗値が増加していることが分かる。これは先にも述べたように、海底面から深度-30m 程度まではシルト分を含む粘土地盤であり比較的電流を通しやすい環境であったこと、また、深度約 -30m 以深においてはさらに砂分を含む地盤であり、粒径が大きくなるため、電流を通しにくい環境になることから推察される。このような海底土中の抵抗値の急激な変化は、図-13 で示した各深度での電位と流入電流密度の関係において、深度-20m 以深でその関係が図-14 の実線のように変化を示した要因となったものと推察できる。

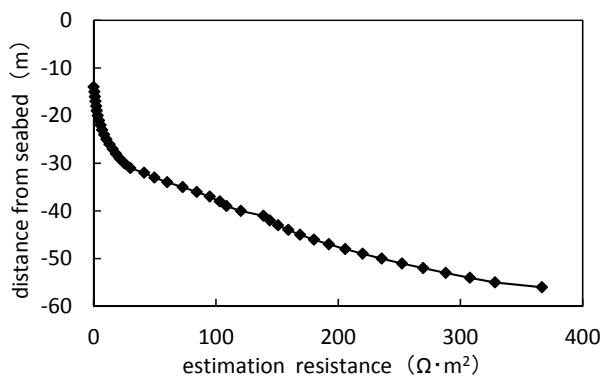


図-36 海底面からの距離と推定抵抗の関係

以上のことから、5.1 項に示した (3) 式より、土壌抵抗率に比例して電流が流れにくくなるので、土壌抵抗率と相関性が認められた含水比、間隙比などの土質特性と、鋼材へ流入する防食電流との関係には相関があると考えられる。

海底土中部での腐食問題では、このほかの腐食要因として、微生物の影響も考慮しなければならない。海底土中部では深度が深くなるに従い、溶存酸素濃度が低下すると考えられることから、腐食速度は深くなるにつれ低下するというのが一般的である。しかしながら既往の試

験<sup>3)</sup>にもあるように、低溶存酸素濃度環境下にあるにも関わらず、局所的に大きな腐食速度を示した事例も確認されている。この腐食要因としては、海土中の硫酸塩還元菌 (SRB) の影響が考えられる。

今後により多くの調査を実施し、海底土中部の腐食の評価に繋げていくことが必要であると思われる。

## 6. 土壌抵抗率を考慮した電気防食設計手法に関する試検討

### 6.1 解析的手法による防食電流密度の推定

第5章で示したように海底土中部の土壌抵抗率が調査されている場合、そのデータをもとにした電位・電流密度分布の有限要素解析により、電気防食効果を推測することが可能となる。そこで、羽田空港連絡誘導路の調査対象杭に対し、有限要素法による電気防食適用時の電位・電流密度分布解析を行った。

なお解析時に設定した境界条件は、下記ならびに図-37 に示すモデル図のとおりである。

#### 設定した境界条件および陽極仕様 (従来設計による場合)

- ・抵抗率 : 海水中  $30\Omega\cdot\text{cm}$ 、  
海底土中部は図-38,  $50\sim 3000\Omega\cdot\text{cm}$
- ・カソード分極抵抗 : 表-2,  $3\sim 50\Omega\cdot\text{m}^2$   
なお、重防食部は海水中の裸鋼材部分の  
10倍と仮定した
- ・カソード自然電位 : 実測値より  $-700\text{mV vs. SSE}[\text{SW}]$
- ・アルミニウム合金陽極 :  $3.5\text{A}\times 35\text{年}\times 30\Omega$ 型  
(実際に取付けた陽極仕様)

海底土中部の抵抗率は、図-29の羽田海域の実際の土質調査より得られた抵抗率を参考に、図-38に示すように海底土中部を5層に分けて各層の抵抗率を設定し、解析を行った。また分極抵抗に関しては、有限要素解析を簡易的にするため、陰極 (鋼材) 電位 ( $E_c$ ) と電流密度 ( $i$ ) の関係を直線分極により変化すると仮定した。このとき、カソード分極抵抗 ( $h_c$ ) は下記式 (4) に実測値を与えることから求めることができる。

$$E_c - E_{corr} = h_c \cdot i$$

$$h_c = \frac{E_c - E_{corr}}{i} \quad (4)$$

ここで、

- $E_c$  : 陰極電位
- $E_{corr}$  : 自然電位 (通電前の電位)
- $h_c$  : カソード分極抵抗
- $i$  : 通電電流密度



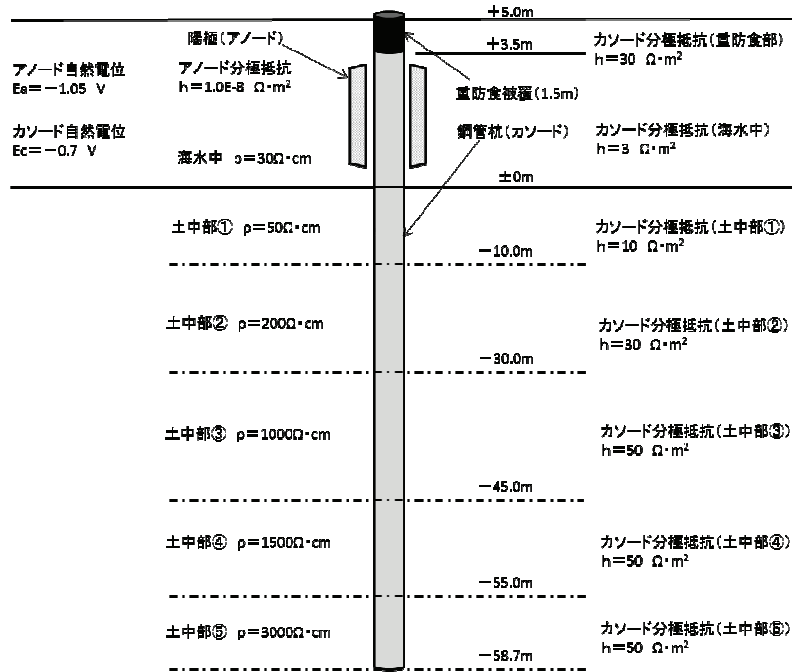


図-37 電位・電流密度分布解析時の境界条件モデル図

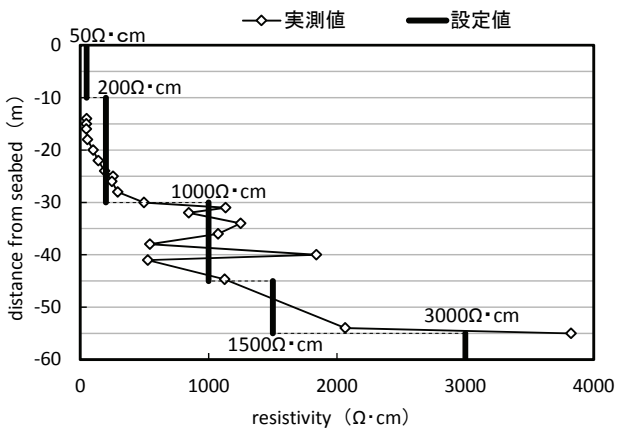
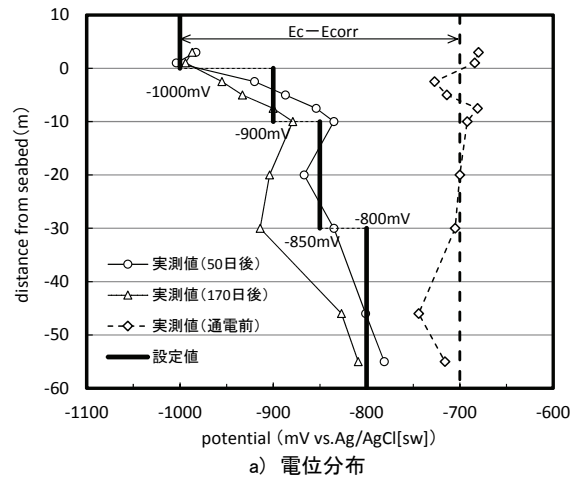


図-38 海土中の深さ方向の抵抗率設定例

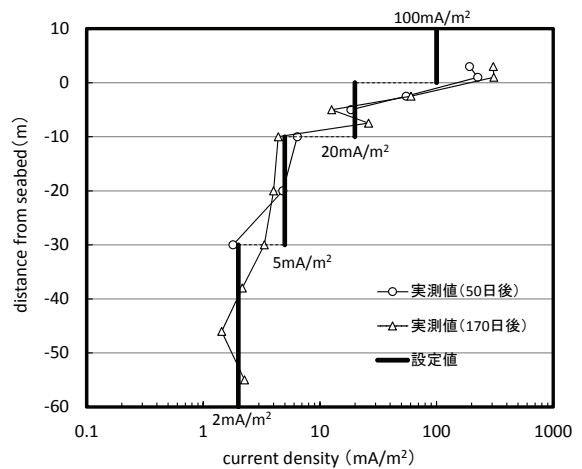
図-39に、深さ方向に対する電位および電流密度の実測値と、実測値から離散的にモデル化した設定値を示す。この設定値を用い、カソード分極抵抗値 ( $h_c$ ) を表-3のように求めた。

表-3 解析時に設定した分極抵抗値の算出結果

海底面からの距離	電位変化量 $E_c - E_{corr}$	電流密度 $i$	分極抵抗 $h_c$
+5~±0m	300 mV	100 mA/m <sup>2</sup>	3 Ω/m <sup>2</sup>
±0~-10m	200 mV	20 mA/m <sup>2</sup>	10 Ω/m <sup>2</sup>
-10~-30m	150 mV	5 mA/m <sup>2</sup>	30 Ω/m <sup>2</sup>
-30~-60m	100 mV	2 mA/m <sup>2</sup>	50 Ω/m <sup>2</sup>



a) 電位分布



b) 電流密度分布

図-39 海土中の深さ方向の電位・電流密度の設定例

図-40に電気防食適用初期(図中:防食初期)を想定した電位・電流密度分布解析結果を示す。さらに電気防食の適用期間が経過し、鋼管杭全体が防食状態に達したと推定した場合、第4章の電気防食メカニズムにて述べたように、試験の経過に伴い鋼材表面の溶存酸素濃度が減少して脱気状態に達し、さらにpHが上昇することによって平衡電位が卑化すると考えられることから、鋼材の自然電位は経時的には卑化するものと推定する。仮に、この現象によって鋼材の自然電位が-800mVまで卑化傾向が進み、この傾向が海底面より徐々に進行して鋼材全体まで達したと想定し、このときの電位・電流密度分布解析を行った。その解析結果も図-40に示す(図中:防食達成)。なお図-40には、防食初期の実測値(50日後)ならびに下端部まで防食状態に達した時の実測値(170日後)も合わせて表示した。

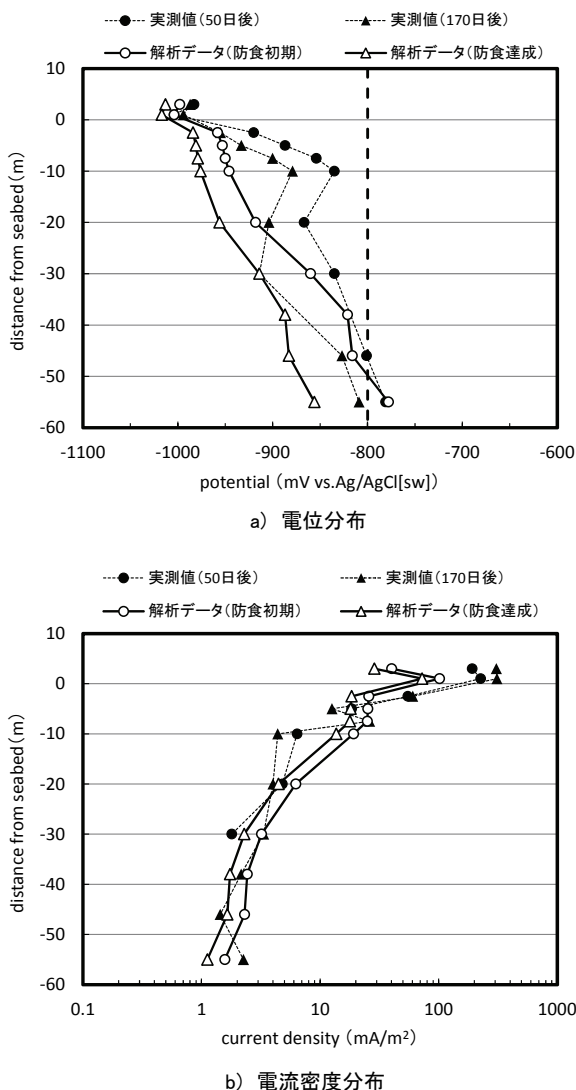


図-40 羽田空港連絡誘導路の調査対象杭に対する有限要素解析結果

図-40の解析結果より、電位分布および電流密度分布の解析結果は実測値に近い傾向を示した。防食初期の電位分布解析結果から、海水中や海土中の上部では防食電位-800mVに達していたが、海土中の下部では-800mVに達しない。電流密度分布の結果から、海底面付近の海底土中部の流入電流は20mA/m<sup>2</sup>程度流入しているが、深くなるにつれ流入電流密度は低下し、下端部では1~2mA/m<sup>2</sup>程度にまで減少していることがわかる。

## 6.2 土壌抵抗率を考慮した電気防食設計手法の適用例

羽田空港連絡誘導路の調査対象杭付近で調査した海底土中部の土壌抵抗率(図-29)から、海底面から-30mより急激に抵抗率が增大していることがわかる。また、図-40の電流密度分布の解析結果から、海底面から-30m以深においては電流密度が5mA/m<sup>2</sup>未満しか流入しないことがわかった。しかしながら、鋼材の電位は海底面から-30m以深においても防食期間経過とともに、次第に防食電位の-800mVに達することが確認されている。これらのことを踏まえ、この調査対象杭に対しては、海底土中部の設計防食電流密度を、深度が深くなるに従い減少させても防食状態に達するものと推測される。そこで、(1)従来設計の場合(海底土中部の設計防食電流密度を一律20mA/m<sup>2</sup>で設計した場合)と、(2)今回提案値による設計の場合(電位・電流密度分布の解析結果から推測する防食電流密度を用いた場合)の2つのケースにおいて、それぞれの所要防食電流値を算出し、比較検討を行った。次に、この解析結果を基に新たに設定された陽極仕様に対して、電位・電流密度分布の解析を行い、今回提案する防食設計の妥当性について確認を行った。

はじめに、(1)従来設計の場合において、初期所要防食電流値は下記のように算出される。

1) 従来設計の場合(海底土中部の設計防食電流密度を一律20mA/m<sup>2</sup>で設計した場合)

(a) 電気防食対象面積

①海水中(汚染域:A.P.-1.5m~-2.0m)

$$\phi 1.219\text{m} \times \pi \times 0.5\text{m} = 1.91\text{m}^2$$

②海水中(清浄域:A.P.-2.0m~-5.0m)

$$\phi 1.219\text{m} \times \pi \times 3.0\text{m} = 11.49\text{m}^2$$

③海底土中部(A.P.-5.0m~-63.7m)

$$\phi 1.219\text{m} \times \pi \times 58.7\text{m} = 224.80\text{m}^2$$

(b) 初期所要防食電流

①  $1.91\text{m}^2 \times 0.13\text{A/m}^2 = 0.25\text{A}$

②  $11.49\text{m}^2 \times 0.10\text{A/m}^2 = 1.15\text{A}$

③  $224.80\text{m}^2 \times 0.02\text{A}/\text{m}^2 = 4.50\text{A}$       計 5.90A

次に、図-41に示すように従来設計での解析結果をもとに、羽田空港連絡誘導路の調査対象杭に対して、海底面から-30mまでの範囲を従来設計通り $20\text{mA}/\text{m}^2$ と設定し、-30m以深においては設計防食電流密度を $5\text{mA}/\text{m}^2$ と推定した場合、初期所要防食電流値は下記のように算出される。

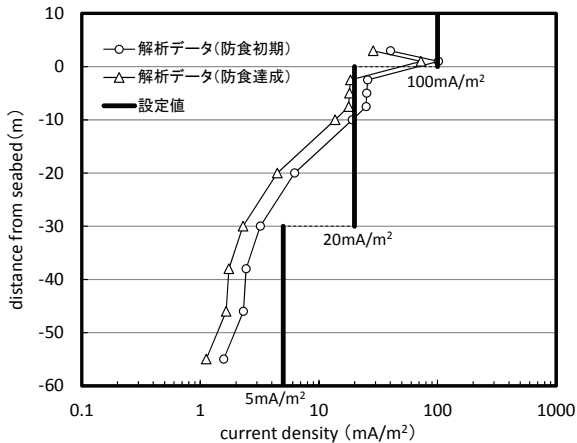


図-41 解析結果から推定した防食電流密度の設定例

2) 今回提案値による設計の場合（電位・電流密度分布解析結果から推測した設計値を用いた場合）

(a) 電気防食対象面積

① 海水中（汚染域：A.P.-1.5m～-2.0m）

$\phi 1.219\text{m} \times \pi \times 0.5\text{m} = 1.91\text{m}^2$

② 海水中（清浄域：A.P.-2.0m～-5.0m）

$\phi 1.219\text{m} \times \pi \times 3.0\text{m} = 11.49\text{m}^2$

③ 海底土中部（0～-30m：A.P.-5.0m～-35.0m）

$\phi 1.219\text{m} \times \pi \times 30.0\text{m} = 114.89\text{m}^2$

④ 海底土中部（-30m以深：A.P.-35.0m～-63.7m）

$\phi 1.219\text{m} \times \pi \times 28.7\text{m} = 109.91\text{m}^2$

(b) 初期所要防食電流

①  $1.91\text{m}^2 \times 0.13\text{A}/\text{m}^2 = 0.25\text{A}$

②  $11.49\text{m}^2 \times 0.10\text{A}/\text{m}^2 = 1.15\text{A}$

③  $114.89\text{m}^2 \times 0.02\text{A}/\text{m}^2 = 2.30\text{A}$

④  $109.91\text{m}^2 \times 0.005\text{A}/\text{m}^2 = 0.55\text{A}$       計 4.25A

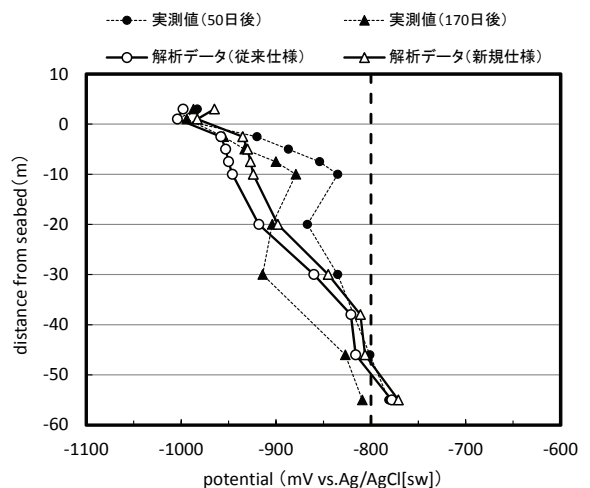
よって、2) 今回提案値による設計の場合に必要な初期所要防食電流は、1) 従来設計の場合の値より約28%も減少した。この結果は、設置する陽極の数量が削減可能であることを示すものである。

ここで、上述のように設置する陽極数量が削減された際に、電気防食の状態が大きく変化し、防食状態が達成

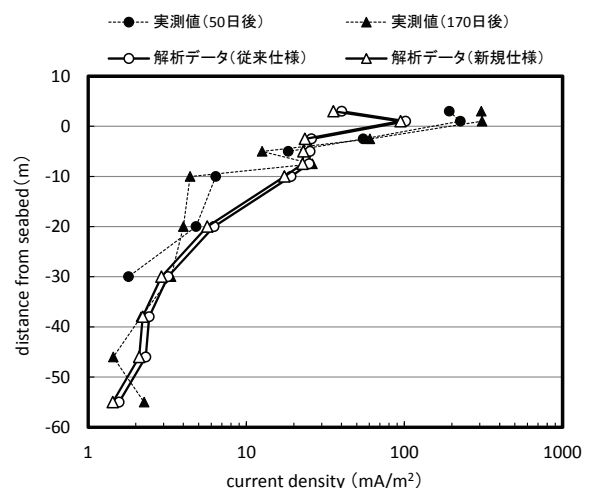
されない可能性が懸念される。そこで、上述の解析を基に、羽田空港連絡誘導路の調査対象杭に対して新たに陽極仕様を設定し、電位・電流密度分布解析を行った。その結果を図-42に示す。なお、図-42に示した解析値は、それぞれ（防食初期）を想定した解析結果である。また、前述の計算結果より初期所要防食電流は4.25Aと算出されたので、陽極は2.5Aのものを2個（合計で5.0A）取付けたと仮定した。

新たな陽極仕様（解析結果から推測した防食電流密度を基に新たに設定した陽極仕様）

- ・ 陽極仕様： 2.5A×35年×30Ω型
- ・ 陽極形状： (240+280)×260×840mmL [3面塗装]



a) 電位分布



b) 電流密度分布

図-42 新たな陽極仕様の場合の電位・電流密度分布解析結果

図-42より、新たな陽極仕様（図中：新規仕様）の場合の解析値においては、全体的に鋼材の電位は貴化し、流入する電流密度は減少するが、従来の陽極仕様（図中：従来仕様）の場合と同様に、杭下端部においても電流は1～2mA/m<sup>2</sup>程度流入することが確認された。流入する電流が小さいため、杭下端部が防食電位-800mVに達するまでの期間がやや長くなると推測されるが、第4章で示したように、少ないながらも防食電流が流入し続けることにより、経時的な鋼材表面の溶存酸素濃度の減少とアノード反応の抑制、さらに脱気環境中でのpH上昇による平衡電位の卑化の総合的な効果が発揮され、いずれ防食状態は達成されると考える。さらには、実測値と比較すると、新規仕様の場合の解析結果は、電位分布および電流密度分布ともに、従来仕様の場合よりも実測値に近づく傾向を示した。

以上の結果より、今回程度の陽極の仕様の変化であれば、電気防食特性には大きな影響を与えないことが確認された。よって、今回のように対象の海底地盤の土壤抵抗率を考慮した解析手法を取り入れた電気防食設計は可能であることが示唆された。なお、今回のような陽極数量の削減効果は、対象とする地盤条件などによって異なるため、どのような場合においても同様に達成されるものではないことを付記しておく。

### 6.3 土壤抵抗率を考慮した電気防食設計手法の適用に関する留意点

前項で提案した手法は、根入れが非常に深い場合を適用対象としている。この場合、土質環境の調査データ、特に電気抵抗率に関する情報を取得することで、解析的に防食電流密度を推定することが可能となり、その結果を基にした電気防食設計が可能となる。

ただし、現状において、海底土中部の土質特性のうち、土壤抵抗率に関する情報を事前に取得することは一般に行われていない。しかし、通常は鋼構造物を海土中に打ち込む際にボーリングによる事前の地盤調査が行われることから、このボーリングサンプルを活用して電気抵抗率に関するデータを取得することは十分可能であると考えられる。

また、解析時に境界条件の一条件として設定したカソード分極抵抗の値は、電位・電流密度の実測値をもとに設定している。実際に電気防食設計を行う際にはこれらの情報は得られないことから、本調査の結果やこれまでの設計事例等を参考とし、総合的に判断する必要がある。このカソード分極抵抗値の設定方法については、今後の課題である。

一方、根入れの浅い場合についても、土壤抵抗率を考慮し防食電流密度の設計値を土質条件によって変更することは可能である。しかし、海底面からの深度が浅い部分については、海底面付近において現状の設計値の20mA/m<sup>2</sup>よりも大きな電流が流入する可能性があること、また、現状の設計でも特段の問題は生じていないことから、防食電流密度を現設計以上に削減することは合理的でないと考えられる。

本章で提案したように、土壤抵抗率を考慮した電気防食設計手法の適用は可能であると考えられる。ただし、電気防食による防食効果は適用環境に左右されやすいものであり、特に環境が均一となりにくい土中埋設環境においては、不確定な環境要因が多くなる。今後も多く実証データを収集し、さらに精度を高めていくことが重要である。

## 7. まとめ

本研究で得られた結果を以下にまとめる。

### (1) 海底土中部の電気防食の実態について

- a) 通電開始時から、海中部、海底土中部ともに鋼材電位は卑化する傾向にあり、カソード防食が全鋼材面に対して有効に働いていると想定された。
- b) 防食管理電位である-800mVより卑になるまでの期間は深度方向で異なり、海底面からの距離が深くなるにつれて期間が延びる傾向にあった。しかし、深さ60m程度までの範囲において、約120日程度の期間で防食電位に達しており、土中の腐食速度を考慮すると、電気防食によって海底土中部においても十分な防食が得られると想定される。
- c) 海底土中部に流入する電流密度は、海底面から比較的浅い部分においては、通電初期の段階で設計電流密度20mA/m<sup>2</sup>よりも大きな電流が流入しているが、それ以深の深い部分では、明らかに設計電流密度に比べ小さな電流密度であった。このことから、海底面近傍の浅い部分（深さ-10m程度）では、腐食速度の標準値（0.03mm/年）を上回る腐食速度となる可能性があり、それ以深の腐食速度は標準値よりも小さくなると推定される。
- d) 海底面から-30m以深の深い部分にある鋼材では、通電初期には防食電流が不足していたが、通電約100日以降に全ての位置で流入電流が計測され、電気防食の効果が全鋼材に現れた。これは、海底土中部の電気防食のひとつの特徴だと思われる。

## (2) 海底土中部の電気防食メカニズムについて

- a) 鋼材電位 ( $E_c$ ) と流入電流密度 ( $i_c$ ) の関係から、海底面近傍 (海底面から-10m程度) の土中部においては、海中部と同様に鋼材へ流入する電流密度が経時的に低減する傾向を示した。このことから、比較的浅い海底土中部においても、海中部と同様にエレクトロコーティング等による鋼材表面の環境改善が起こっていると想定される。
- b) 電気化学測定により海底土中部の電気防食メカニズムを解明し、微弱でも防食電流を供給することにより、経時的な鋼材表面の溶存酸素濃度の減少とアノード反応の抑制、さらに脱気環境中でのpH上昇による平衡電位の卑化の総合的な効果によって、所定の防食電流以下であっても鋼材の防食は達成される。

## (3) 土質特性と電気防食の関係について

- a) 地盤調査で採取された試料の調査結果から、土質特性と土壌の電気抵抗率 (土壌抵抗率) との間には相関性が認められた。また、電気抵抗率と電流には比例関係にあるので、鋼材へ流入する防食電流との関係には相関があると考えられる。
- b) 地盤調査で採取される不攪乱試料等から土中の電気抵抗を特定することにより、電気防食設計をより高精度に行うことが可能である。

## (4) 土壌抵抗率を考慮した電気防食設計について

- a) 羽田空港連絡誘導路の調査対象杭に対し、海土中の土壌抵抗率を考慮した有限要素法による電気防食適用時の電位・電流密度分布解析を行った結果、比較的实际値に近い傾向を示すことがわかった。
- b) 海底土中の土壌抵抗率を事前に把握し、有限要素解析等の手法を用いることで、より精度よく電気防食設計を行うことは可能である。

## 8. おわりに

今回の羽田空港D滑走路連絡誘導路部の単杭部での現地試験により、海底土中部の電気防食特性が明確となり、海底土中部の深い部分においても確実に防食されていることが明らかとなった。また本報では、海底土中部へ根入れが非常に深い鋼構造物に対しては、土質特性の一つである土壌抵抗率を考慮した電気防食設計手法の適用が可能であることを提案した。

しかしながら、土壌抵抗率や分極抵抗などの設計時の条件設定の確立が今後の課題であり、また土中埋設環境

での不確定な環境要因についても考慮する必要がある。したがって、今後も海底土中部における腐食調査を多く実施し、さらに多くの実証データを基にして電気防食設計の精度をより高めていくことが必要と考える。

今後、港湾鋼構造物の合理的な設計ならびに維持管理方法の確立を目指す上で、本報がその一助として活用されることを期待する。

(2015年8月6日受付)

## 謝辞

本研究は、電気防食工業会との共同研究として実施した。電気防食工業会の関係各位には多大なるご支援、ご助言をいただいた。また、国土交通省関東地方整備局東京空港整備事務所の関係各位には、試験場所を提供いただくとともに、長期にわたる試験実施に際してご協力をいただいた。ここに厚くお礼申し上げる。

## 参考文献

- 1) 港湾鋼構造物防食・補修マニュアル (2009年版), 沿岸技術ライブラリーNo.35, (財) 沿岸技術研究センター, 2009年。
- 2) 阿部正美 他: 汚染海域における港湾鋼構造物の電気防食に関する現地試験, 港湾技研資料, No.852, 1996年。
- 3) 深井俊英 他: 東京湾における鋼管杭の腐食防食試験, 土木研究所資料, 第1245号, 1976年。
- 4) 小林浩之 他: 海底土中における基礎鋼管杭の腐食と電気防食特性, 防錆管理, Vol.56, No.3, 2012年, pp.8-13。
- 5) 腐食防食協会編著: 腐食・防食ハンドブック, CD-ROM版 第2版, 2005年。
- 6) 渡部要一 他: 東京国際空港D滑走路の海底地盤調査結果と設計値の統計的位置づけ, 土木学会論文集C, Vol.64, No.3, 2008年, pp.585-597

## 付録A 解析条件の設定精度

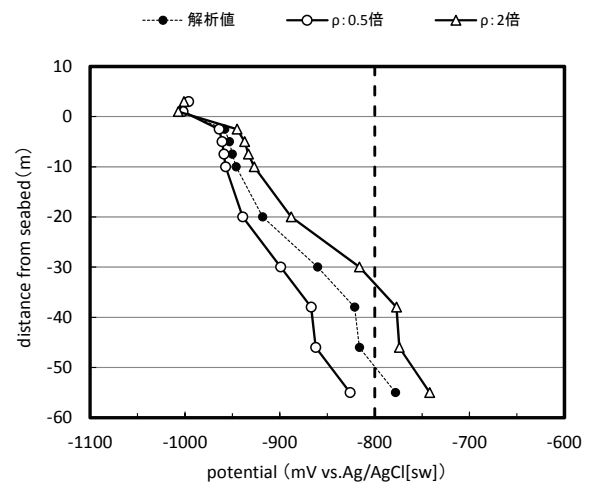
本文第6章に掲載した、有限要素法による電気防食適用時の電位・電流密度分布解析結果に対し、解析条件の設定精度の確認を行った。以下に、その結果を示す。

なお、各設定値は、海底土中部のみの値を変化させて比較検討している。また各図中には、本文図-37に示した防食初期の解析結果を「解析値」として併記している。

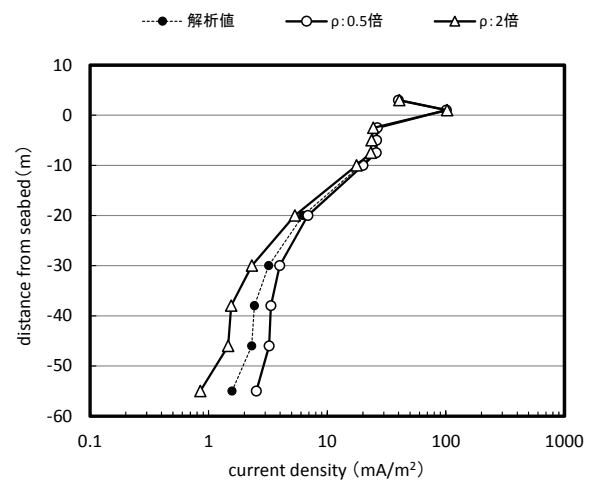
### (1) 段階的に設定した土壤抵抗率を変化させた場合

表-A.1 段階的に設定した土壤抵抗率を変化させた場合の設定値

海底面からの距離	分極抵抗 $h_c$ ( $\Omega/\text{m}^2$ )	土壤抵抗率 $\rho$ ( $\Omega \cdot \text{cm}$ )		
		解析値	0.5倍	2倍
+5~±0m 海中部	3	30	30	30
±0~-10m	10	50	25	100
-10~-30m	30	200	100	400
-30~-45m	50	1000	500	2000
-45~-55m	50	1500	750	3000
-55~-60m	50	3000	1500	6000



a) 電位分布



b) 電流密度分布

図-A.1 段階的に設定した土壤抵抗率を変化させた場合の電位・電流密度分布解析結果

(2) 一律に設定した土壌抵抗率を変化させた場合

(3) 分極抵抗を変化させた場合

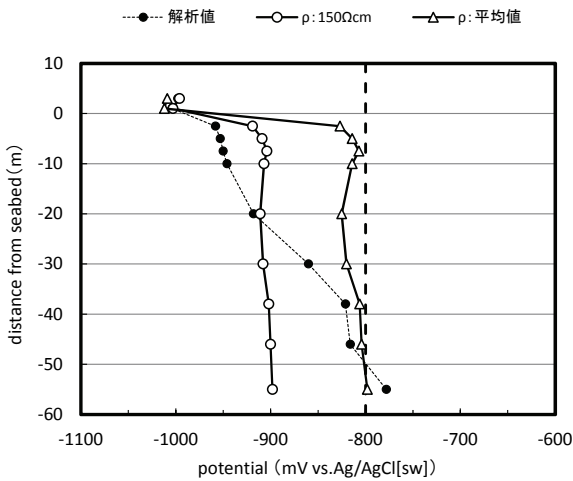
表-A.2 一律に設定した土壌抵抗率を変化させた場合  
の設定値

海底面からの距離	分極抵抗 $h_c$ ( $\Omega/m^2$ )	土壌抵抗率 $\rho$ ( $\Omega \cdot cm$ )		
		解析値	150 $\Omega \cdot cm$	平均値 <sup>※)</sup>
+5~±0m 海中部	3	30	30	30
±0~-10m	10	50	150	768
-10~-30m	30	200		
-30~-45m	50	1000		
-45~-55m	50	1500		
-55~-60m	50	3000		

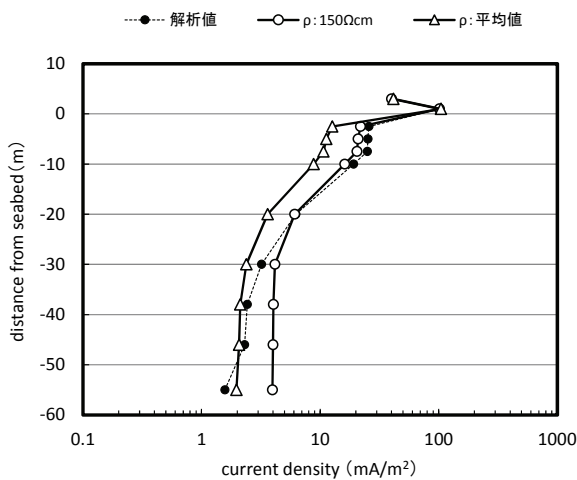
※) 平均値：土壌抵抗率の測定データを平均化した値

表-A.3 分極抵抗を変化させた場合  
の設定値

海底面からの距離	土壌抵抗率 $\rho$ ( $\Omega \cdot cm$ )	分極抵抗 $h_c$ ( $\Omega/m^2$ )		
		解析値	0.5倍	2倍
+5~±0m 海中部	30	3	3	3
±0~-10m	50	10	5	20
-10~-30m	200	30	15	60
-30~-45m	1000	50	25	100
-45~-55m	1500	50	25	100
-55~-60m	3000	50	25	100

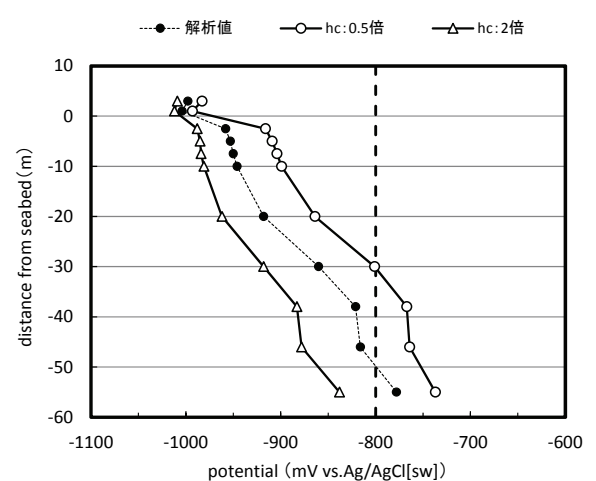


a) 電位分布

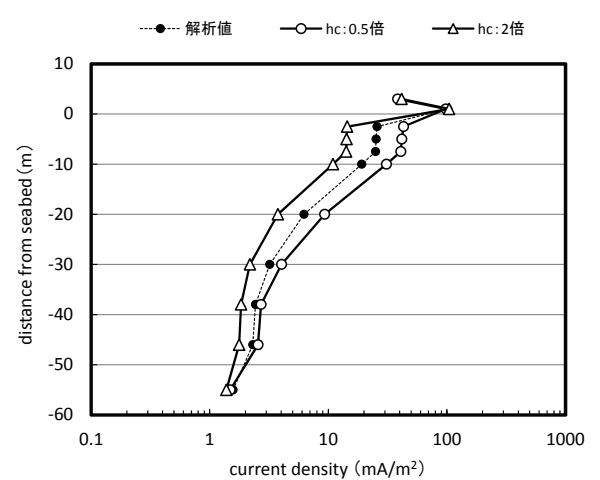


b) 電流密度分布

図-A.2 一律に設定した土壌抵抗率を変化させた場合  
の電位・電流密度分布解析結果



a) 電位分布



b) 電流密度分布

図-A.3 分極抵抗を変化させた場合の電位・電流密度  
分布解析結果

港湾空港技術研究所資料 No.1314

2015. 12

編集兼発行人 国立研究開発法人 港湾空港技術研究所

発行所 国立研究開発法人 港湾空港技術研究所  
横須賀市長瀬3丁目1番1号  
TEL. 046(844)5040 URL. <http://www.pari.go.jp/>

印刷所 株式会社 シ ー ケ ン

Copyright © (2015) by PARI

All rights reserved. No part of this book must be reproduced by any means without the written permission of the President of PARI

この資料は、港湾空港技術研究所理事長の承認を得て刊行したものである。したがって、本報告書の全部または一部の転載、複写は港湾空港技術研究所理事長の文書による承認を得ずしてこれを行ってはならない。





古紙配合率70%再生紙を使用しています