

研 究 期 報

No. 119

2023 年 12 月

四 国 電 力 株 式 会 社
四 国 電 力 送 配 電 株 式 会 社
株 式 会 社 四 国 總 合 研 究 所

研究期報 1 1 9 号 目次

屋内用ドローンを用いた火力発電設備の点検方法.....	1
Inspection method for thermal power generation facilities using an indoor drone	
数値流体解析による流れ場の再現（第2報）	6
Reproduction of flow field by computational fluid dynamics (the second report)	
コンクリート構造物の長期活用評価技術を踏まえた 余寿命診断に関する研究（その1）	12
Research on remaining life diagnosis based on long-term utilization evaluation technology for concrete structures (Part 1)	
原子力発電所の斜面安定性評価を踏まえた斜面の実裕度に関する考察	29
Safety margins considered in slope instability assessment of nuclear installations	
環境遮断性に優れた剥離抑制型塗料の開発	36
Development of Peel-Suppressing Paint with High Barrier Propertie	

屋内用ドローンを用いた火力発電設備の点検方法

目 的

経済産業省は、産業保安における安全性と効率性を追求する「スマート保安」を推進するため、技術革新に対応した保安規制・制度の見直しを進めており、火力発電所においても IoT や AI などの新たな技術の導入が求められている。そこで、スマート保安技術の一つである屋内用ドローンを用いた、煙突やボイラ等の設備の内部点検への適用性について検討した。

主な成果

1. 火力発電設備点検に必要なドローンの調査

発電設備の内部点検を行うドローンには、非 GPS 環境で安定飛行が可能な制御システムを備えていること、設備の状態確認に十分な明るさの照明を備えていること、粉じん環境で飛行可能なモーターを備えていること、設備と接触した場合に設備を損傷させずに安定飛行できることが求められる。これらの条件を満足するドローンについて調査を行った結果、FLYABILITY 社(スイス)の「ELIOS2」が最も適していると評価した(図1)。

2. 飛行試験結果

火力発電所の様々な設備(煙突、ボイラ、脱硫設備等)で「ELIOS2」の飛行試験を実施した結果、目視点検と同等レベルの鮮明な画像(図2~図6)を得るなど、設備内部点検への適用性が高いことを確認した。また、安価・安全・短時間で高所等の危険箇所を撮影できるため、足場仮設範囲の縮小による工事費削減や不具合発見による設備の信頼性向上などの効果が得られることが分かった。

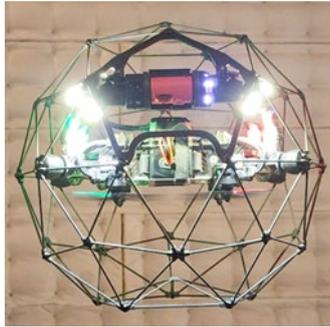


図1 屋内点検用ドローン「ELIOS2」



図2 煙突頂上部の内面

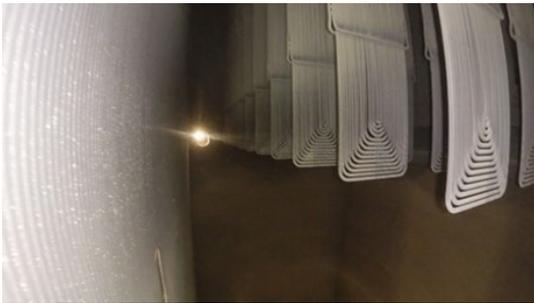


図3 ボイラ火炉上部



図4 ボイラ炉底チューブ



図5 ボイラ後部煙道下部



図6 タンク内部の溶接線

研究担当者	永易 貴志 (株式会社四国総合研究所 エネルギー技術部) 山西 健児 (株式会社四国総合研究所 エネルギー技術部 現：四国電力株式会社 橘湾発電所) 古高 将史 (株式会社四国総合研究所 エネルギー技術部 現：四国電力株式会社 火力部)
キーワード	ドローン、火力発電所、設備点検、スマート保安
問い合わせ先	株式会社四国総合研究所 経営企画部 TEL 087-843-8111 (代表) E-mail jigyo_kanri@ssken.co.jp https://www.ssken.co.jp/

[無断転載を禁ず]

数値流体解析による流れ場の再現(第2報)

目 的

原子力や火力の発電プラントの炭素鋼配管では、流れ加速型腐食 (FAC) などによる配管減肉が生じることがある。日本機械学会の規格に従って、超音波による肉厚測定により保守的な管理がなされているが、補強板下などの肉厚測定が難しい箇所に対しては、減肉分布予測が望まれている。

第1報では、FACによる減肉予測に先立って実施した、基本的な流れ場であるバックステップ流れを対象とした数値流体力学 (CFD : Computational Fluid Dynamics) による再現解析を報告した。本報では、実機における偏流発生部位であるT管流れを対象としたCFDによる再現事例を報告する。

主な成果

1. T管合流部における流れの再現

T管流れの可視化実験を対象としたCFDによる流れ解析を行い、T管合流部における流れの挙動の把握を行った。その結果、主管と枝管内流れの運動量比とフローパターンの関係に対して整合が取れていること、T管合流部の複雑な流れ場を良好に再現すること、流動実験の流速分布と定性的および定量的におおむね一致していることを確認した (図1)。

2. 乱流運動エネルギーの分布の確認

FACの減肉評価に関連する流体力学パラメータのひとつと考えられる乱流運動エネルギーについて、管内壁面での分布を確認した。その結果、減肉に関する既往の研究と同様に、合流部後流において2つのピークが発生することを確認した (図2)。

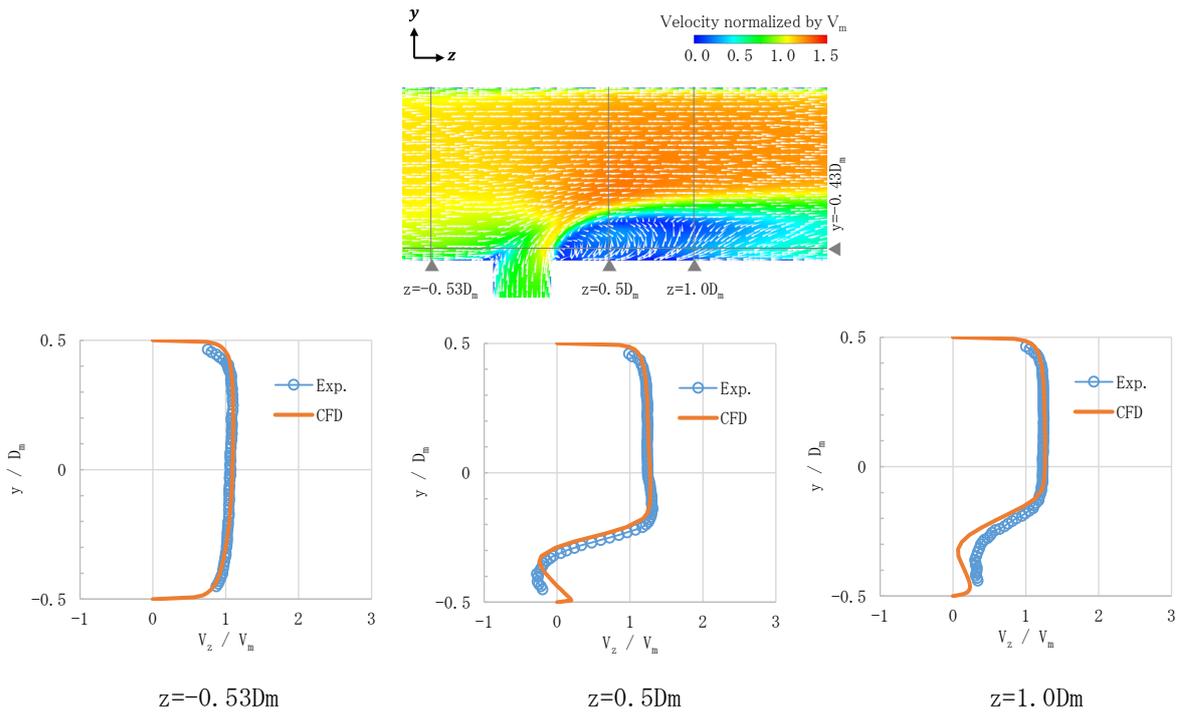


図1 壁面噴流における代表断面流速分布

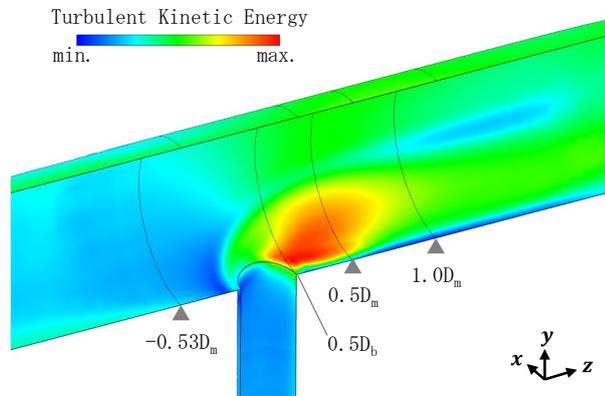


図2 壁面噴流における内壁上の乱流運動エネルギー分布 (1/2 領域表示)

研究担当者	小川口深雪, 杉本健二 (株式会社四国総合研究所 エネルギー技術部)
キーワード	流れ加速型腐食, FAC, 数値流体解析, CFD, T管, フローパターン, 壁面噴流, 乱流運動エネルギー
問い合わせ先	株式会社四国総合研究所 経営企画部 TEL 087-843-8111 (代表) E-mail jigyo_kanri@ssken.co.jp https://www.ssken.co.jp/

[無断転載を禁ず]

コンクリート構造物の長期活用評価技術を踏まえた 余寿命診断に関する研究(その1)

目 的

四国電力の原子力・火力発電所における沿岸部コンクリート構造物は、高経年化および一部では塩害劣化が顕在化している。このような構造物への適切な余寿命診断のためには、塩害劣化進行の正確な予測が必要である。

本稿では、今回構築した劣化進行予測手法等を用いた電力設備コンクリート構造物に適した長期活用評価技術について報告する。

主な成果

1. 塩害劣化進行予測手法の構築に関する検討

塩害劣化進行は、一般的に鉄筋腐食量の増加によって評価される。本稿では、鉄筋腐食量に影響する様々な要因を定量化することを目的としている。主な要因である塩化物イオン浸透の見掛けの拡散係数、鉄筋腐食速度、鉄筋腐食量等を図 1 に示すとおり塩害劣化進行過程の各段階で考慮し、各要因の算定方法等について検討した。

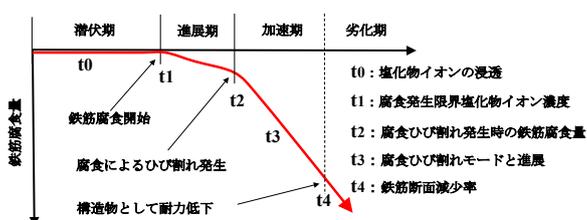


図 1 塩害劣化進行過程

2. 鉄筋腐食速度評価式

本稿においては、長期間にわたる暴露試験によって実際の鉄筋腐食進行を測定し、その実験結果から、鉄筋腐食進行に影響する様々な要因を抽出、各要因と鉄筋腐食の関係をニューラルネットワーク解析に学習させて、影響要因と鉄筋腐食速度の関係を定量化した。進展期におけるコンクリート温度と塩化物イオンの影響を考慮した腐食速度にさらにコンクリート品質の影響を考慮した腐食速度を次式とした。

$$R(T, C, D) = R_0 \cdot C_T(T) \cdot C_C(C) \cdot C_D(D)$$

$$C_T(T) = \exp\left\{-2.593 \times \left(1000 \times \frac{1}{T + 273.15}\right) + 8.695\right\}$$

$$C_C(C) = 1.93 \sqrt{1 - \frac{(C - 12.0)^2}{(12.0 - C_{cr})^2}} \quad C_D(D) = 0.127 \times 10^8 \left(D_t \frac{0.419}{t^{-0.54}}\right) - 0.128$$

ここで、 $R(T, C, D)$: コンクリート温度と塩化物イオン濃度とコンクリート品質の影響を考慮した腐食速度 (mg/cm²/年)

基準腐食速度 R_0 : 21.33mg/cm²/年

$C_T(T)$: 温度影響を表す項

T : 温度

$C_C(C)$: 塩化物イオンの影響を表す項

C_{cr} : 腐食発生限界塩化物イオン濃度 (kg/m³)

$C_D(D)$: コンクリート品質の影響を表す項

t : 調査時点の経過年数 (年)

D_t : 経過年数 t 年時点での塩化物イオンの見掛けの拡散係数 (cm²/sec)

加速期においては、腐食ひび割れの進展程度によっては、さらに腐食ひび割れが発生するため、鉄筋腐食速度は、ひび割れの無い進展期よりも早くなる可能性を考慮し、鉄筋腐食速度が加速される第2加速期の検討を実構造物の結果も踏まえて実施した。腐食ひび割れ発生後の第1加速期の腐食速度は進展期の3.9倍、その後に鉄筋間ひび割れが貫通後の第2加速期の腐食速度は3.9×5倍となったことから、腐食ひび割れ進展を考慮した塩害劣化進行予測手法を構築した。

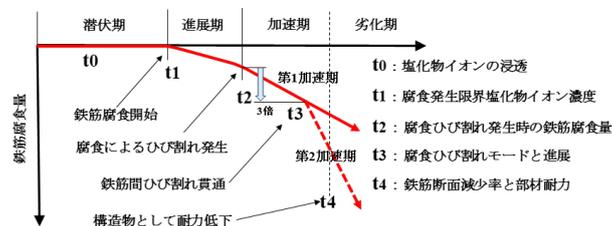


図2 鉄筋間ひび割れを考慮した塩害劣化進行過程

実務上、劣化期の鉄筋腐食調査において、複数鉄筋の平均断面減少率が20%を超えると、部材としての曲げ耐力は限界に近い状態となっていることが考えられる。

研究担当者	野村悠太 (株式会社四国総合研究所 土木技術部) 廣瀬文明 (四国電力株式会社 土木建築部 (現: 経営企画部))
キーワード	塩害劣化, 劣化進行予測, 鉄筋腐食, 塩化物イオン濃度, 鉄筋かぶり, 拡散係数, 塩害劣化進行曲線
問い合わせ先	株式会社四国総合研究所 経営企画部 TEL 087-843-8111 (代表) E-mail jigyo_kanri@ssken.co.jp https://www.ssken.co.jp/

[無断転載を禁ず]

原子力発電所の斜面安定性評価を踏まえた 斜面の実裕度に関する考察

目 的

一般的に、原子力発電所の重要施設に対する評価においては、保守的に安全裕度をもった設計・評価がなされており、周辺斜面の耐震安定性評価においても、種々の安全裕度を考慮した評価がなされている。しかしながら、こういった安全裕度をもった評価結果の実裕度については、必ずしも定量化されておらず、特に周辺斜面について実裕度を検討した報告は多くない。

本報告では、伊方発電所の周辺斜面を例にとり、原子力発電所の周辺斜面が有する実裕度に関する考察を報告する。

主な成果

1. 考慮されている保守的な安全裕度の整理

周辺斜面の耐震安定性評価において考慮されている保守的な安全裕度を整理した。主には、せん断強度、すべり面側方の抵抗、斜面の保護工について、それぞれが有している保守性を整理した。

2. 安全裕度の定量化に関する検討

せん断強度とすべり面側方の抵抗について、安全裕度の定量化を試みた。せん断強度については、現実的なせん断強度を設定した場合の評価結果との比較により、30%程度の安全裕度が考慮されていることを確認した。すべり面側方の抵抗については、側方の抵抗を考慮した場合の評価結果との比較により、40%程度の安全裕度が考慮されていることを確認した。

研究担当者	鈴木俊輔 (四国電力株式会社 土木建築部)
キーワード	斜面安定性, 安全率, 安全裕度
問い合わせ先	株式会社四国総合研究所 経営企画部 TEL 087-843-8111 (代表) E-mail jigyo_kanri@ssken.co.jp https://www.ssken.co.jp/

[無断転載を禁ず]

環境遮断性に優れた剥離抑制型塗料の開発

目 的

防食塗膜の耐久性を決める 2 つの要素は、付着性と遮断性である。付着性については、塗膜の線膨張係数 α (温度変化に対する寸法変化率) を低く設計することが有効であることが判っている。さらに、この線膨張係数 α に着目した塗料設計は従来トレードオフの関係にあった付着性と遮断性の両立をも可能とした。これらの知見を踏まえ、剥離抑制機能に加えて、没水部用塗料相当の環境遮断性を有する新たな塗料 (以下、高遮断低 α 塗料と略す) を開発した。

主な成果

1. 高い剥離抑制性能の実現

高遮断低 α 塗料と従来塗料の剥離抑制性能を比較するため、NEXCO 試験法 443 に準拠した方法で耐剥離性試験を行った (表 1)。この試験はヒートサイクル (繰り返し温度変化) により塗膜剥離を促進させることにより、試験塗膜の長期における耐剥離性を推定できる。試験の結果、従来塗料では早期 (10 サイクルまで) に大きな剥離進展がみられた。一方、高遮断低 α 塗料は 30 サイクルにおいても剥離進展がほとんど無く、優れた耐剥離性が示された。

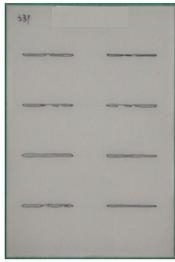
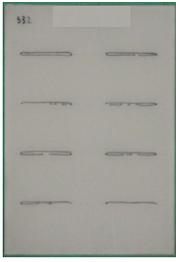
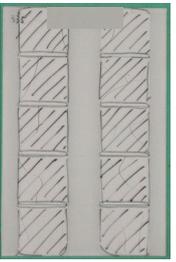
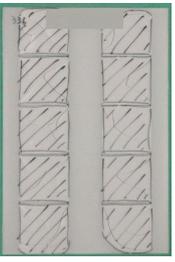
2. 高い環境遮断性能の実現

高遮断低 α 塗料等が環境中の腐食因子を遮断する性能を比較するため、各塗膜の水蒸気透過量を測定した (表 2)。高遮断低 α 塗料は、遮断性能の目標である従来没水部向け塗料と同等の優れた遮断性を示し、水蒸気の透過を従来屋外向け塗料の 1/10 以下に低減していることを確認した。

3. 優れた鍍面耐久性の確認

鍍が残存した面に対して補修塗装を行うケースにおいては、その補修塗膜の遮断性が耐久性に及ぼす影響は特に大きいと考えられる。そこで今回、高遮断低 α 塗料の鍍面適用性を確認するため、4 種ケレン鍍鋼板素地に塗装した試験片で腐食促進試験を行った (表 3)。結果、高遮断低 α 塗料は、従来塗料と比較して鍍や膨れの発生が極めて少なく、鍍面塗装における高遮断低 α 塗料の有用性が示された。

表 1 塗膜の線膨張係数測定結果及び耐剥離性試験結果

		高遮断低 α 塗料		従来屋外向け塗料	
塗膜の α ($\times 10^{-5}/^{\circ}\text{C}$)		2.89		3.94	
塗装仕様		単膜系	塗装系	単膜系	塗装系
耐剥離性試験結果	試験片外観 ※				
	試験サイクル数	30サイクル	30サイクル	10サイクル	10サイクル

※ 各試験片8か所あるカット部からの剥離範囲を黒マジックで示した

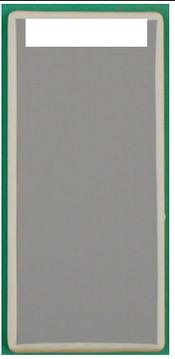
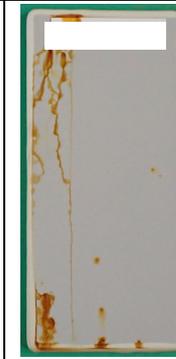
表 2 塗膜の水蒸気透過量測定結果

開発塗料	従来塗料	
	従来屋外向け塗料	従来没水部向け塗料
高遮断低 α 塗料	9.24	1.12

($\text{g}/(\text{m}^2 \cdot 24\text{h})$)

測定は、JIS Z 0208「防湿包装材料の透湿度試験方法(カップ法)」準拠

表 3 鍍鋼板素地に塗装した試験片の腐食促進試験結果 (塩水噴霧 2000 時間)

供試塗料	高遮断低 α 塗料		従来(変性)エポキシ塗料	
	弱溶剤形	強溶剤形	弱溶剤形	強溶剤形
試験片外観				
錆	無し	無し	顕著	有り
膨れ	若干有り	無し	顕著	有り

研究担当者	坂口聡彦, 大捕秀基 (株式会社四国総合研究所 化学バイオ技術部) 西森修次 (株式会社四国総合研究所 化学バイオ技術部 (現: アルファー塗料研究所))
キーワード	防食塗料, 鋼構造物, 鋼橋, 補修塗装, 塗膜剥離, 内部応力, 線膨張係数, 錆, 環境遮断性
問い合わせ先	株式会社四国総合研究所 経営企画部 TEL 087-843-8111 (代表) E-mail jigyo_kanri@ssken.co.jp https://www.ssken.co.jp/

[無断転載を禁ず]

屋内用ドローンを用いた火力発電設備の点検方法

(株)四国総合研究所 エネルギー技術部 永易 貴志
(株)四国総合研究所 エネルギー技術部 山西 健児
(現：四国電力(株) 橘湾発電所)
(株)四国総合研究所 エネルギー技術部 古高 将史
(現：四国電力(株) 火力部)

キーワード： ドローン
火力発電所
設備点検
スマート保安

Key Words : Drone
Thermal Power Plant
Facilities Inspection
Smart Industrial Safety

Inspection method for thermal power generation facilities using an indoor drone

Shikoku Research Institute, Inc., Energy Engineering Department
Takashi Nagayasu, Kenji Yamanishi, Masashi Kotaka

Abstract

The Ministry of Economy, Trade and Industry (METI) is reviewing industrial safety regulations and systems in response to technological innovation in order to promote "smart industrial safety" that pursues safety and efficiency in industrial safety, and thermal power plants are also required to introduce new technologies such as IoT and AI. Therefore, we conducted a flight test of a drone in a thermal power plant, one of the smart industrial safety technologies, and studied its applicability to inspect facilities such as chimneys and boilers.

Flight tests were conducted in various facilities at thermal power plants using the ELIOS2, which is suitable for inspecting thermal power generation facilities, and the results showed that it was possible to capture images at all locations at a level equivalent to visual inspection. The ELIOS2 can also take images of hazardous areas such as high places inexpensively, safely, and in a short period of time, thereby reducing inspection costs by reducing the scope of temporary scaffolding and improving the reliability of facilities by detecting defects.

1. はじめに

近年、経済産業省はスマート保安の導入を推進している。スマート保安とは、現在、産業保安の現場で課題となっている「設備の高経年化、人材の高齢化や長期的な不足、技術・技能の伝承力低下」に対し、IoT・AI・ドローンなどの新たな技術を導入することによって、安全性、効率性、保安力を向上させる取り組みのことである。この取り組みを推進するため、2020年6月には、スマート保安官民協議会が設置され、官では技術革新に対応した保安規制・制度の見直しを行っており、民ではIoT・AI・ドローン等の実証・導入、スマート保安技術を支える人材の育成を進めている。

そこで、スマート保安技術の一つであるドローンに着目し、ドローンの機体調査や火力発電所の設備内部点検への適用性について検討した結果を報告する。

2. 火力発電設備点検に必要なドローンの調査

ドローンには、屋外用、屋内用の2種類がある。屋外用はGPS信号を利用した制御を行う機体であるため、非GPS環境である煙突やボイラ等の発電設備の内部点検には適していない。また、発電設備内部は、暗所、粉じん環境、狭所の条件が重なるため、これらの環境で安定飛行できなければならない。以上のことを踏まえ、発電設備の内部点検を行うドローンには、屋内の非GPS環境で安定飛行が可能な制御システムを備えていること、設備の状態確認に十分な明るさの照明を備えていること、粉じん環境で飛行可能なモーターを備えていること、設備と接触した場合に設備を損傷させず、安定飛行できることが求められる。

これらの条件を満足するドローンについて調査を行った結果、FLYABILITY社（スイス）の「ELIOS2」が最も適していると評価した（図1）。

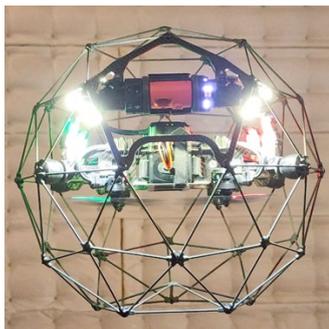


図1 屋内点検用ドローン「ELIOS2」

表1 ELIOS2の主な仕様¹⁾

寸法	直径400mmの球形
重量(バッテリー含む)	1,450g
最大飛行時間	10分
最大上昇速度	1.5m/s
最大下降速度	1m/s
最大伝送距離	視界の直線距離で500m
動作環境温度	0~50°C
バッテリー充電時間	90分
カメラ解像度	4K:3,840×2,160 FHD:1,920×1,080
カメラ可動域	+90° ~ -90°
照明出力	10,000ルーメン

3. 火力発電設備での飛行試験

屋内用ドローンの設備点検への適用性を調査するため、「ELIOS2」を用いて、火力発電所の様々な設備で飛行試験を実施した。試験では、ドローンとの通信を行う電波発信機を設備内部に設置し、操縦は設備外部で行った。この方法では、操縦者が酸欠場所や粉じん場所である設備内部に入る必要がないため、安全性が確保される。一方で、操縦者は、ドローン本体を目視で確認することができないため、手元のコントローラーに接続したタブレット画面に表示されるドローンの撮影画像のみを見ながら飛行させる必要がある。また、ドローンの飛行安定性は飛行空間の広さや粉じん量により変化するため、点検開始前には、飛行空間の状況確認を目的とするアセスメント飛行を十分に行うことが重要である。特に粉じん量が多い空間では不安定になる傾向があるため、注意を要する。

3.1 煙突

火力発電所の煙突は、内径2~5m程度、高さ200m程度であり、高温のガスから設備を保護するため、内部にライニングが施されている。ライニングは長期間の運転により劣化が進行するため、定期的な点検、補修が必要である。従来、煙突ライニングの点検は、マンホールからの点検やゴンドラを用いた点検が主流であるが、前者の場合は点検範囲が限られ、後者の場合は点検費用が高額になり工期が長期間に及ぶことに加え、危険性の高い高所作業が必要となる。そこで、ドローンによる煙突内部の点検可否を確認するため、飛行試験を

行った。

試験の結果、煙突底部から頂上部まで飛行可能であり、最大飛行時間は10分のため、バッテリーを入れ替える必要はあるが、数回の飛行で煙突全体を点検可能であることが確認できた(図2)。撮影画像については、明るさ、画質とも十分であり、ライニングの劣化箇所を詳細に確認することができた(図3)。また、地上部のマンホールを開放するだけで煙突全体の点検が可能である。このため、従来の点検方法と比べて、短時間で実施可能であり、安全性の向上や点検費用の削減等の効果が得られる。



図2 煙突頂上部の内面



図3 煙突内面ライニングの劣化部位

3.2 ボイラ火炉

火力発電所のボイラは、発電設備の中で重要な機器の一つであり、高さが70m程度に及ぶものもあるため、詳細点検を行うためには、ボイラの稼働停止後、10日程度かけて広範囲に及ぶ足場を設置する必要があり、写真等で全体の状況を速やかに記録することが難しい。そこで、ドローンによるボイラ内部の点検可否を確認するため、飛行試験を行った。

試験の結果、ボイラ火炉上部(図4)、バーナー部(図5)、ボイラ炉底チューブ(図6)を鮮明に撮影することができた。また、ELIOS2は全周ガードを備えており設備に接近して撮影できるため、

チューブ表面の状況確認が可能である。なお、石炭焚きボイラの場合は、チューブ表面に石炭灰が付着するため、表面状態の確認を行うためには、事前に灰の除去が必要である。

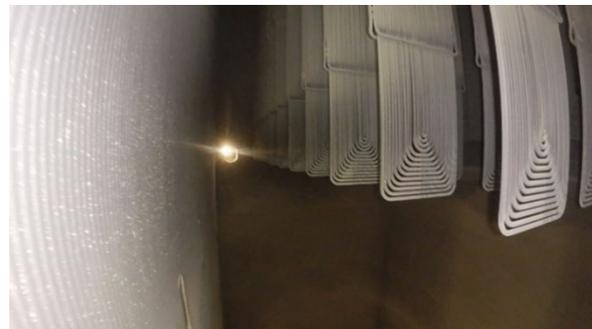


図4 ボイラ火炉上部



図5 ボイラバーナー部



図6 ボイラ炉底チューブ

3.3 ボイラ後部煙道

煙道の強度部材である梁は、フライアッシュによるエロージョンが懸念されているが、狭隘かつ粉じんが蓄積された煙道内部の高所に設置されており、また、下部がホップであるため、確認を行うためには大規模な足場が必要である。そこで、煙道内部の梁の点検可否を確認するため、飛行試験を行った。

試験の結果、梁の状況を鮮明に撮影することができ、狭隘かつ粉じんが蓄積された環境においても、ドローンによる点検が可能であることが確認できた(図7~図8)。



図7 ボイラ後部煙道内の梁



図8 ボイラ後部煙道下部

3.4 脱硫設備、熱交換器、煙道

点検中の脱硫設備、熱交換器、風煙道の内部においても飛行試験を実施した。ドローンを使用すれば、足場を設置することなく短時間で広範囲を点検できるため、点検期間中に不具合箇所を早期に発見し、工期内に修繕を完了させる等、設備の安定運転に貢献することができる。

また、脱硫吸収塔等のスケール成長が想定される設備内部の作業前安全確認への活用も考えられる。事前に設備内部の危険部位を把握することにより、作業災害のリスク低減につながるものと期待される（図9）。



図9 脱硫吸収塔内部点検状況

3.5 水タンク

ELIOS2には、被写体との距離を一定に保ちながら飛行できる「距離ロック機能」が搭載されている。距離は、30～200cmの間で任意に設定できる。この機能を用いて、タンク内部の溶接線を撮影し、目視と同等の精度で点検可能であることが確認された（図10）。なお、操縦者が確認するタブレット画面には、被写体との距離の他、離陸地点の高度、方向を基準とした値が表示されるため、撮影箇所の位置が確認可能である。

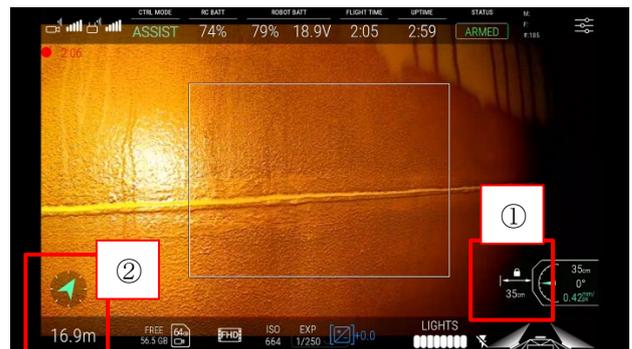


図10 タンク内部の溶接線(①被写体との距離、②離陸地点の高度、方向を基準とした値)

3.6 煙道(屋外)、揚炭機

ELIOS2は、プロペラがカメラの下部にあり、機体上部にある被写体を撮影できることから、屋外設備の点検にも活用可能と考え試験を行った。

試験の結果、無風環境であれば、屋外においても問題なく飛行でき、サーモカメラによる煙道等の温度測定（図11）や揚炭機ブーム（図12）の点検が可能であることが確認できた。ただし、風速が1m/sを超える場合は、飛行が安定しないため、屋外での使用は難しい。また、試験で使用したドローンは、ズーム機能を備えていないため、狭所の点検対象部位等、一部、点検を断念したケースもあった。



図11 煙道温度測定状況



図 12 揚炭機ブーム点検状況

4. まとめ

火力発電所の様々な場所でドローン飛行試験を実施し、設備内部点検への適用性が高いことを確認した。また、高所等の危険箇所でも、安価・安全・短時間で鮮明な点検画像が得られるため、足場仮設範囲の縮小による工事費削減や不具合発見による設備の信頼性向上などの効果が得られることが分かった。

【謝辞】

本業務は、四国電力㈱火力本部火力部殿より委託を受け実施したもので、ご協力いただいた関係各位に深く感謝いたします。

【参考文献】

- 1) ELIOS2 カタログ

数値流体解析による流れ場の再現(第2報)

(株)四国総合研究所 エネルギー技術部 小川口深雪
(株)四国総合研究所 エネルギー技術部 杉本 健二

キーワード : 流れ加速型腐食
数値流体力学
T管
フローパターン
壁面噴流
乱流運動エネルギー

Key Words : FAC
CFD
T-junction
Flow pattern
Wall jet
Turbulent kinetic energy

Reproduction of flow field by computational fluid dynamics (the second report)

Shikoku Research Institute, Inc., Energy Engineering Department
Miyuki Ogawaguchi, Kenji Sugimoto

Abstract

The pipe wall thinning phenomenon due to flow-accelerated corrosion (FAC) sometimes occurs in carbon steel piping in power plants. In accordance with the pipe wall thinning management rules established by the Japan Society of Mechanical Engineers (JSME), the wall thinning is conservatively controlled by measuring wall thickness using ultrasonic waves. However, for locations where wall thickness measurement is difficult, such as under reinforcement plates, it is desirable to predict the distribution of wall thinning. In this paper, we report on a case study of T-junction flow simulation using computational fluid dynamics (CFD), which was conducted prior to the prediction of wall thinning by FAC.

CFD flow analysis was performed on a T-junction flow visualization experiment to understand the flow behavior at the T-junction confluence. It was confirmed that the CFD analysis was consistent with the relationship between the momentum ratio of the flow in the main pipe and the branch pipe and the flow pattern, that it reproduced well the complex flow field at the T-junction confluence, and that it was in good qualitative and quantitative agreement with the flow velocity distribution in the flow experiment.

The distribution of turbulent kinetic energy, which is one of the hydrodynamic parameters related to the evaluation of wall thinning in FAC, was confirmed at the inner wall of the pipe. As in previous studies on wall thinning, two peaks were found to occur in the wake of the confluence.

1. はじめに

原子力や火力の発電プラントの給水・復水系統などの炭素鋼配管では、流れ加速型腐食（FAC：Flow-Accelerated Corrosion）などによる配管減肉が生じることがあり、仮に配管破損に至った場合には高エネルギー流体が噴出し、人や設備に対して大きな影響を与える可能性があるため、適切な管理が求められている。現在では、日本機械学会の規格^{1),2)}に従って、超音波による肉厚測定により保守的な管理がなされているが、補強板下などの肉厚測定が難しい箇所に対しては、減肉分布予測が望まれている。

FACのメカニズムについては一部未解明の点が残されているものの、配管内面における鉄イオンの溶出が、流れ場の局所的な乱れにより加速される一種の腐食現象と考えられている。FACの発生・進展傾向は、環境（温度、溶存酸素濃度、pH等の水質）、配管材料（クロム等の含有量）、流れ場（流速、配管形状）により大きな影響を受けることが知られている³⁾。FACの発生しやすい配管形状としては、流路断面積が変化するオリフィスや流れ方向が曲げられるエルボ等があり、実際にFACが発生している部位の例として、PWRでは主給水ポンプ吸込配管、ヒータードレン・給水加熱器抽気配管が挙げられる¹⁾。

第1報では、基本的な流れ場であるバックステップ流れを対象とした数値流体力学（CFD：Computational Fluid Dynamics）による再現解析を報告した。本報では、実機における偏流発生部位であるT管流れを対象としたCFDによる再現事例を報告する。

2. 流れ場の再現解析

プラントで多数使用されているT字形配管において、主管の流れと枝管の流れが合流する部位では流れに乱れが生じ、複雑な流れ場となる。ここでは、Kamideら⁴⁾による熱流動現象に着目したT管流れの可視化実験を対象に、合流部における流れの挙動の把握を行う。

2.1 T管流れ

T管合流部におけるフローパターンは、枝管からの噴流の向きによって特徴づけられる（図1）。代表的なフローパターンとして、枝管噴流が主管

下部（枝管側）の内壁に押し付けられるような「壁面噴流」、枝管噴流が主管の中央付近を通るような「偏向噴流」、枝管噴流が主管上部（枝管と反対側）に衝突する「衝突噴流」がある。枝管の流速を一定とした場合、主管の流速が小さくなるにつれ、壁面噴流から衝突噴流へ移行する。

これらの3つのフローパターンは流入条件の違いにより分類でき、主管を流れる流体の運動量（ M_m ）と枝管を流れる流体の運動量（ M_b ）の比 $M_R (=M_m/M_b)$ により判別できる⁴⁾。

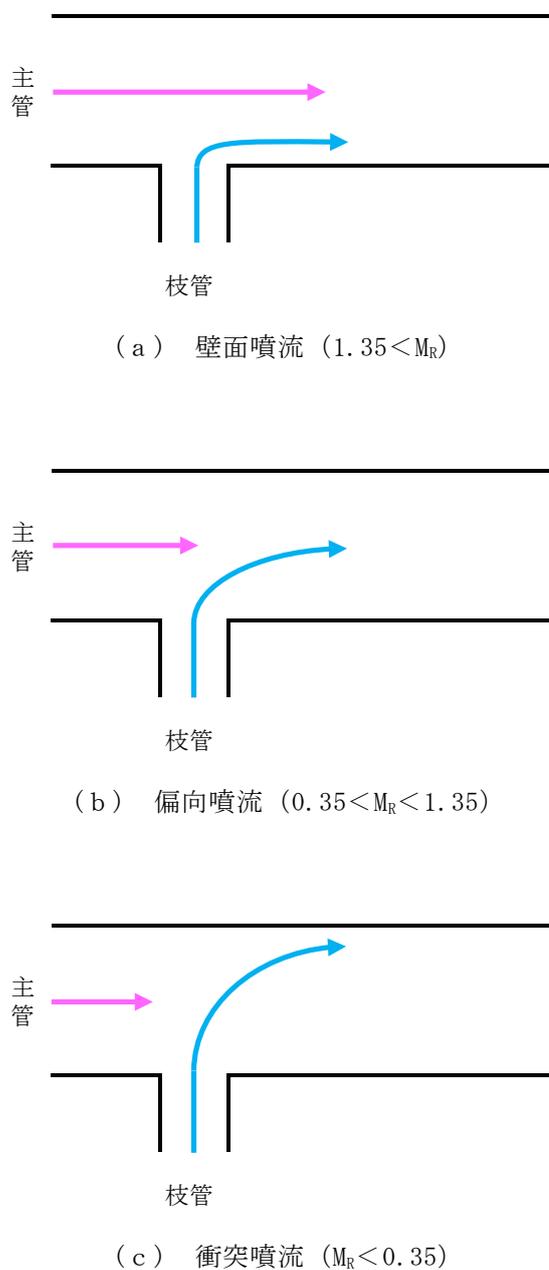


図1 T管合流部のフローパターン

2.2 実験体系

Kamide ら⁴⁾は、熱流動現象に着目したT管流れ場を対象に、詳細な温度分布ならびに速度分布を確認する実験を行った。実験では図2のように、内径(D_m)150mmの水平に置かれた主管に、内径(D_b)50mmの枝管が鉛直方向から合流するT字管体系としている。作動流体は水である。主管流速(V_m)を0.1~3m/s、枝管流速(V_b)を0.5~1.5m/sの範囲で実験を行っている。



図2 実験模式図

2.3 解析方法

解析モデルを図3に示す。モデル化範囲は図2の実験模式図と同様に、主管上流側には入口整流用バッファを含め、合流部下流は実験の測定範囲を含む $6D_m$ (900mm)とした。配管が軸対称であるため、1/2領域対称の3次元モデルとした。主管と枝管の中心軸の交点を原点とし、奥行き方向をx、高さ方向をy、主管流れ方向をzとしている。

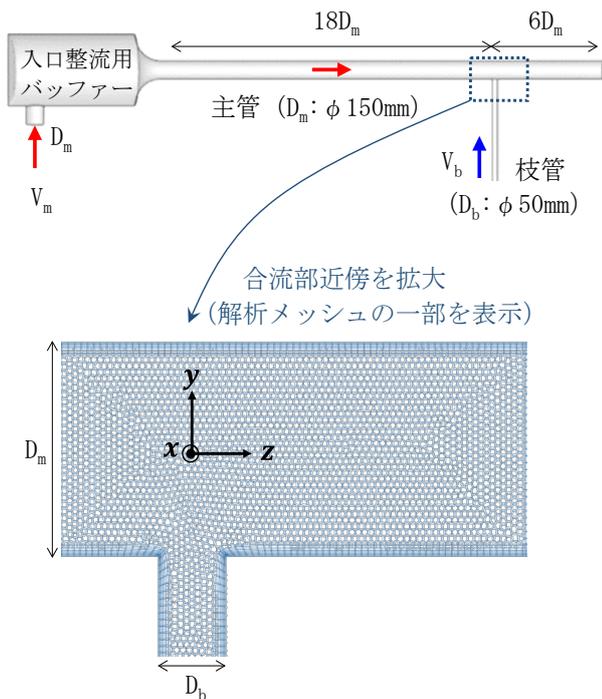


図3 3次元解析モデル

次に、解析条件を表1に示す。流入境界には流速(主管:1.46m/s, 0.46m/s, 0.23m/s、枝管:1.0m/s)を、流出境界には基準圧力0Paを与えた。管壁面にはNo Slip条件を、対称面にはSlip条件を与えた。ここで、壁面近傍における流れ場の再現精度を確保するために管内面に5層の境界層メッシュを設定した(図3下)。また、乱流モデルとして、第1報においてバックステップ流れを精度良く再現できていたSST k- ϵ を採用した。

解析には汎用数値流体解析ソフトウェア ANSYS Fluent 2023 R2 (Ver. 23.2)を使用した。

表1 解析条件

流体密度	998.2 kg/m ³
流体粘性係数	1.003×10^{-3} Pa·s
境界条件	枝管流入境界: 1.0m/s 主管流入境界: 3 ケース 1.46 m/s (運動量比 $M_R=8.1$) 0.46 m/s (運動量比 $M_R=0.81$) 0.23 m/s (運動量比 $M_R=0.20$) 流出境界: 0 Pa 壁面境界: No Slip 条件 鏡面境界: Slip 条件
メッシュ数	82,373 cells
乱流モデル	SST k- ϵ

3. 解析結果

3.1 フローパターン

フローパターンの確認のため、T管合流部近傍の代表断面における主管流体の質量分率コンターを図4に示す。ここでは主管からの流れを赤色、枝管からの流れを青色で表している。図1に示した主管と枝管内流れの運動量比 M_R とフローパターンの関係と整合が取れること、可視化実験結果⁴⁾とよく一致する挙動を示すことなど、各フローパターンを定性的に再現できることを確認した。

詳細な流れの挙動を把握するため、壁面噴流($M_R=8.1$)におけるT管合流部近傍の代表断面における流速分布を図5に示す。図左側からの主管流れは枝管噴流を避けるように偏流し、図下側からの枝管噴流の下流側には流速の遅い逆流領域(青色部分)の形成が確認できる。

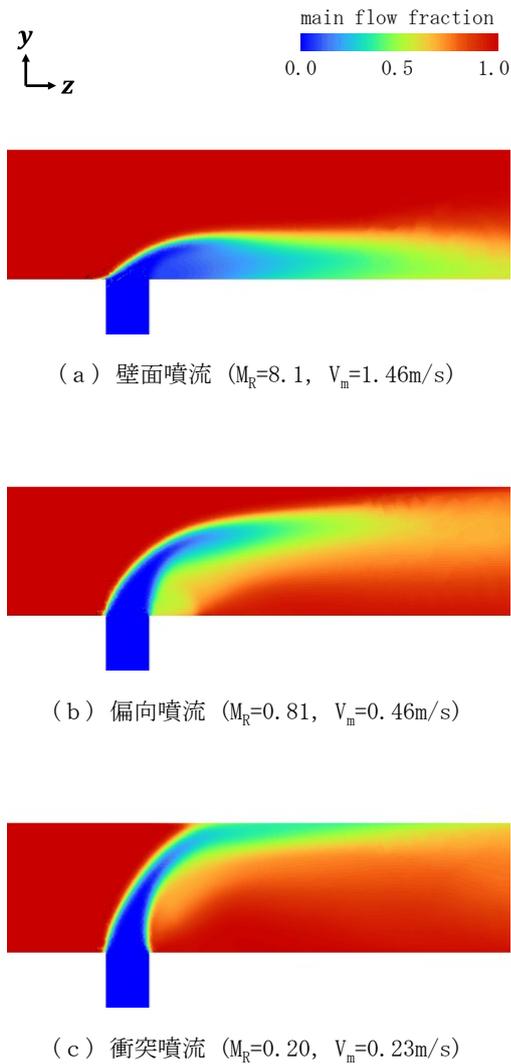


図4 合流部におけるフローパターン

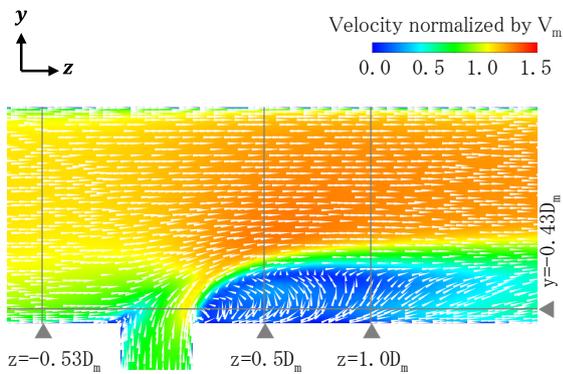


図5 代表断面流速分布
壁面噴流 ($M_R=8.1$, $V_m=1.46\text{m/s}$)

壁面噴流 ($M_R=8.1$) における 3 次元的なフローパターンの模式図と水平断面 ($y=-0.43D_m$) における流線図を図 6 に示す。枝管噴流の背後に 1 対の渦が形成されていることが確認できる。これは、枝管噴流が主管の流れに対する障害物的な役割となって、カルマン渦的な流れが発生しているためと考えられる。以上のことは実験でも確認されており、解析においても合流部の複雑な流れ場を良好に再現できたと考えられる。

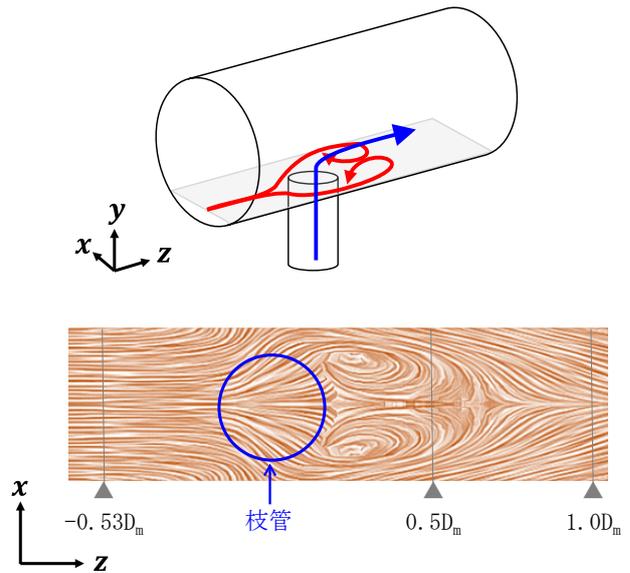


図6 壁面噴流 ($M_R=8.1$) におけるフロー模式図、水平断面 ($y=-0.43D_m$) 上の流線解析図

3.2 実験データとの比較

流れの定量的な評価のため、壁面噴流 ($M_R=8.1$) における流速分布について、実験と解析の比較を行った。主管の上流側 $z=-0.53D_m$ および下流側 $z=0.5D_m$, $z=1.0D_m$ の位置での、軸方向速度成分 (V_z) を主管平均流速 $V_m=1.46\text{m/s}$ で規格化した規格化平均流速 (V_z/V_m) の y 方向分布の比較を図 7 に示す。

主管上流位置 $z=-0.53D_m$ における流速分布 (図 7(a)) に関して、実験値は主管の下方 ($y<0$) で流速が小さくなっている。実験装置と同様に主管上流の入口整流用バッファーをモデル化することで、解析においても同様の挙動となることを確認した。

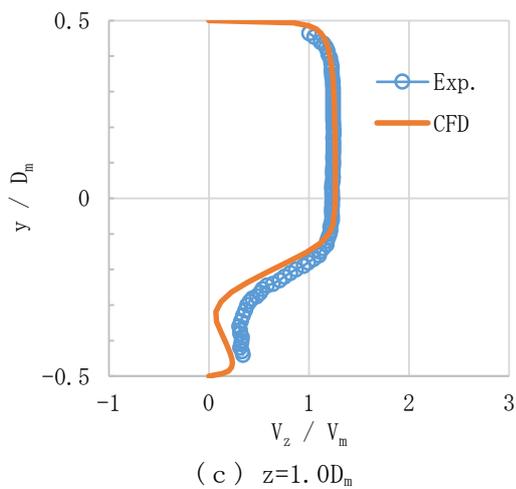
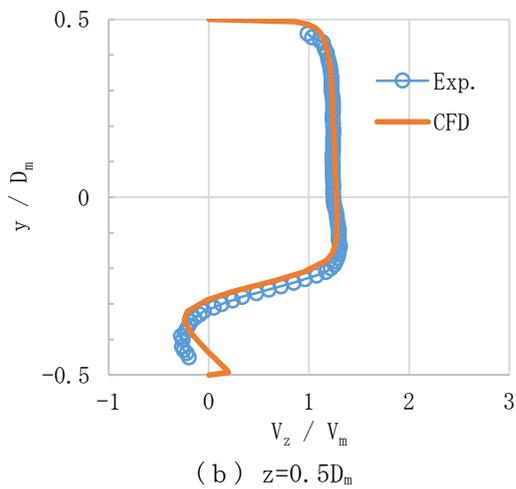
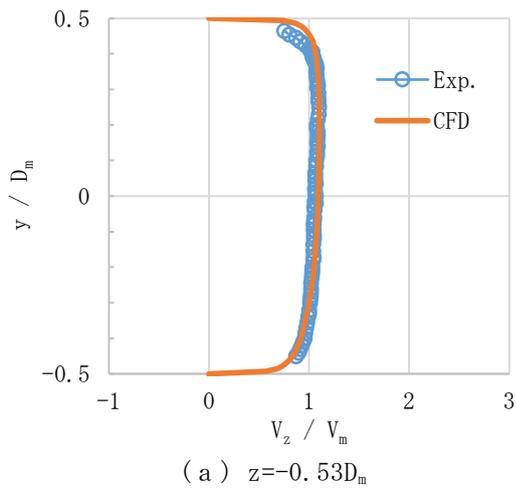


図7 規格化流速分布
(○ : 実験値(Exp.)⁴⁾, — : 解析値(CFD))

主管下流位置 $z = 0.5D_m$ における流速分布 (図7(b)) に関して、実験値(Exp.)および解析値(CFD)は $y < -0.3D_m$ の領域で負の値を示しており、これは枝管噴流の背後に逆流領域が発生していることを表している。

主管下流位置 $z = 1.0D_m$ における流速分布 (図7(c)) に関して、解析値は $y = -0.3D_m$ 近傍で若干低めの流速を示したものの、実験値と概ね整合がとれることを確認した。

各位置における流速分布について、実験値と解析値は定性的に一致し、定量的にもおおむね一致している。

4. 考察

FACの減肉評価に関連する流体力学パラメータのひとつと考えられる乱流運動エネルギーについて、壁面噴流 ($M_R = 8.1$) における管内壁での分布を図8に示す。合流部後流において、乱流運動エネルギーが高い領域が確認される。

枝管端部の垂直断面 ($z = 0.5D_b$) における各フローパターンの壁面乱流運動エネルギー分布を図9に示す。角度は合流部を 0° とし、反時計回りを正とする。また、乱流運動エネルギーは、主管流速ごとの最大値で無次元化した値を示す。各フローパターンとも、約 $\pm 15^\circ$ 合流部近傍の2つピークがあることが確認できる。

T管における減肉に関する既往の研究^{5),6)}より、FAC減肉評価として合流直後に2つのピークが見られるとしており、図8および図9で示した結果はこれらと整合する。

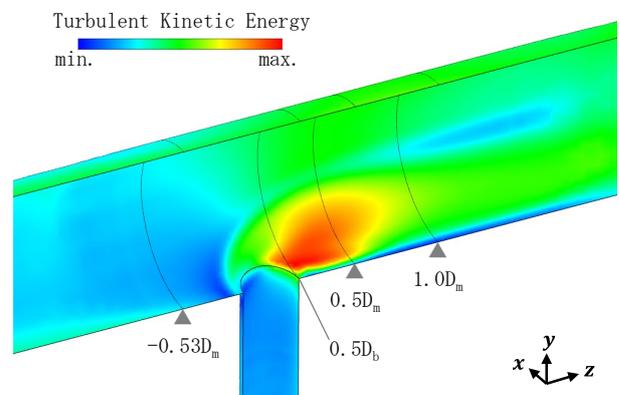


図8 壁面噴流 ($M_R = 8.1$) における内壁上の乱流運動エネルギー分布 (1/2 領域表示)

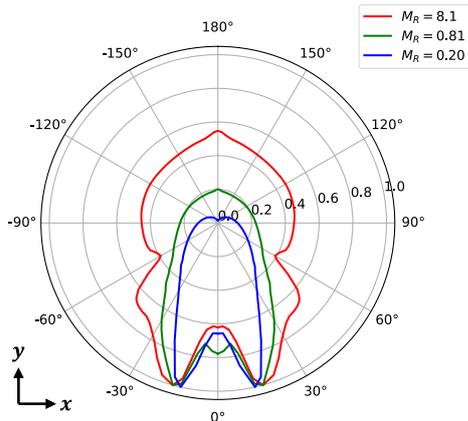


図9 枝管端部垂直断面 ($z=0.5D_b$) における内壁の乱流運動エネルギー分布

5. まとめ

FAC 減肉予測に先立って、実機における偏流発生部位であるT管合流部を対象に流れ解析を行った。その結果、主管と枝管内流れの運動量比 M_R と3つのフローパターンの関係に対して整合が取れていること、T管合流部の複雑な流れ場（流線）を良好に再現すること、流動実験の流速分布と定性的および定量的におおむね一致していること、などが確認できた。

また、FACの減肉評価に関連する流体力学パラメータのひとつと考えられる乱流運動エネルギーについて、管内壁面での分布を確認した。その結果、減肉に関する既往の研究と同様に、合流部後流において2つのピークが確認された。

今後は、実験や実機のFAC減肉データと流体力学パラメータの関連性調査等を予定している。

【謝辞】

本研究は、四国電力(株)原子力本部殿より委託を受け実施したもので、ご協力いただいた関係各位に深く感謝いたします。

【参考文献】

- 1) 日本機械学会：「発電用設備規格 配管減肉管理に関する規格（2016年版）」，JSME S CA1-2016
- 2) 日本機械学会：「発電用原子力設備規格 加圧水型原子力発電所 配管減肉管理に関する技術規格（2016年版）」，JSME S NG1-2016
- 3) 歌野原陽一，村瀬道雄，中村晶：「炭素鋼配管での流れ加速型腐食に関する研究」，日本機械学会 流体力学部門，2016，https://www.jsme-fed.org/papertech/2016_01/001.html
- 4) H. Kamide, M. Igarashi, S. Kawashima, N. Kimura, K. Hayashi : Study on mixing behavior in a tee piping and numerical analyses for evaluation of thermal striping, Nuclear Engineering and Design 239 pp.58–67, 2009
- 5) 川口和貴，山縣貴幸，森田良：T字配管合流部の物質移動に関する実験的研究，第25回動力・エネルギー技術シンポジウム，2021
- 6) 林健，Tong TONG，恒吉達矢，辻義之：T字配管合流部でのFACにおける物質移動係数の分布に関する研究，日本機械学会東海支部第69期総会・講演会講演論文集，No.203-1，2020

コンクリート構造物の長期活用評価技術を踏まえた 余寿命診断に関する研究 (その1)

(株)四国総合研究所 土木技術部 野村 悠太
四国電力(株) 土木建築部 (現: 経営企画部) 廣瀬 文明

キーワード: 塩害劣化
劣化進行予測
鉄筋腐食

Key Words: Salt damage deterioration
Deterioration progression prediction
Reinforcing steel corrosion

Research on remaining life diagnosis based on long-term utilization evaluation technology for concrete structures (Part 1)

Shikoku Research Institute, Inc., Civil Engineering Department

Yuta Nomura

Shikoku Electric Power Co., Inc., Civil Engineering And Architecture Department

Fumiaki Hirose

Abstract

This paper reports on the reinforcing steel corrosion evaluation formula that was studied to predict the progress of salt damage deterioration of concrete structures in order to appropriately diagnose the remaining life of coastal concrete structures that have progressed to deteriorate due to salt damage.

The purpose of this study is to quantify various factors that affect the amount of reinforcing steel corrosion. The apparent diffusion coefficient of chloride ion penetration, reinforcing steel corrosion rate, amount of reinforcing steel corrosion, etc. were considered as the main factors at each stage of the salt damage deterioration process, and methods for calculating each factor were investigated. In conducting this study, we measured the actual progress of corrosion of reinforcing steel through long-term exposure tests. From the experimental results, we extracted various factors that influence the progression of reinforcement corrosion, and by using neural network analysis to learn the relationship between influencing factors and reinforcement corrosion, we constructed and quantified a prediction formula for the progression of deterioration.

1.はじめに

沿岸部コンクリート構造物は、高経年化が進んでおり、一部では塩害劣化が顕在化している。こうした中、設備流用の可否判断など、コンクリート構造物に適した長期活用評価技術の構築が求められている。コンクリート構造物の適切な余寿命診断のためには、塩害劣化進行の正確な予測が必要であり、本稿では、コンクリート構造物の塩害劣化進行を予測するために検討した鉄筋腐食評価式等について報告する。

2.塩害劣化進行予測手法の構築に関する検討

塩害劣化進行は、一般的に鉄筋腐食量の増加によって評価される。本稿では、鉄筋腐食量に影響する様々な要因を定量化することを目的としている。主な要因を以下に示す。また、各要因を考慮した塩害劣化進行過程を図1に示し、次項以降で各要因の算定方法等について述べる。

- ①潜伏期における塩化物イオン浸透の見かけの拡散係数
- ②鉄筋腐食が始まる塩化物イオン濃度
- ③進展期における鉄筋腐食速度
- ④腐食ひび割れ発生時の鉄筋腐食量
- ⑤加速期における鉄筋腐食速度
- ⑥劣化期と判断する鉄筋腐食量(鉄筋断面減少率)

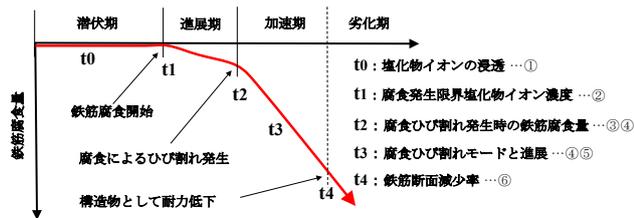


図1 塩害劣化進行過程

2.1 潜伏期における塩化物イオンの浸透

(1)塩化物イオン濃度分布

図2上は、経年40年のコンクリート栈橋から採取したコア表面から2cm×8スライス进行分析した塩化物イオン濃度分布である。

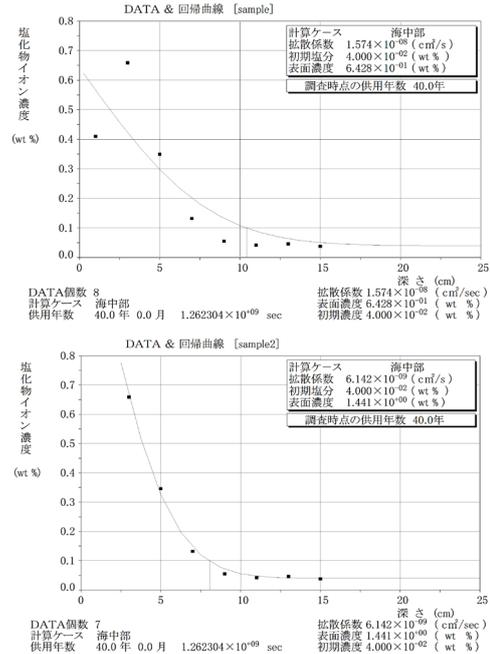


図2 塩化物イオン濃度分布例

おおよそ2cm×5~6スライスで塩化物イオンが浸透していないコンクリートの初期塩化物イオン濃度と考えられる一定値となっていることが分かる。ただし、コンクリート品質のばらつきや40年超の長期経年後の場合、あるいは非常に厳しい環境条件下での検討の場合には、さらに深くまで分析する必要がある。

表面近傍の塩化物イオン濃度は、図2上に示すように、濃度は相対的に小さくなる場合が多い。経年による塩化物イオンの溶脱、中性化による塩化物イオンの深部への移動が原因であるが、図中の実線に示されたように、回帰曲線が合っていない。一般的には、図2下に示したように、表面部の塩化物イオン濃度を省いて回帰する場合が多い。

(2)潜伏期

鉄筋腐食による塩害劣化進行において、潜伏期は、コンクリート表面から塩化物イオンが浸透し、拡散現象によって鉄筋まで到達する期間である。

(3)見かけの拡散係数

コンクリート内への塩化物イオン浸透は、拡散現象として考える。塩化物イオンの拡散現象は、濃度勾配を起動力(C/x)として、さらに経時変化(C/t)を考慮したフィックの拡散方程式としている。

$$J = -D \frac{\partial C}{\partial x} \longrightarrow \frac{\partial C}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(D \frac{\partial C}{\partial x} \right) \longrightarrow \frac{\partial C}{\partial t} = D_c \frac{\partial^2 C}{\partial x^2}$$

C
Dc
x
t : 時間

この拡散方程式における D_c が見かけの拡散係数である。コンクリート内部の塩化物イオン拡散係数を直接測定しておらず、塩化物イオン濃度分布から拡散方程式の解を回帰することで D_c を求めるため、見かけの拡散係数と呼ばれる。本稿では、拡散係数の初期値条件と境界条件をいくつか想定して解かれた式(1) (回帰式) を用いて見かけの拡散係数を定める。

○コンクリート表面の塩化物イオン濃度が一定の場合¹⁾

$$C(x,t) = C' + C_0 \left\{ 1 - \operatorname{erf} \left(\frac{x}{2\sqrt{D_c t}} \right) \right\} \quad \dots \text{式(1)}$$

C(x, t): 距離x(cm), 供用期間t(年)において測定された全塩化物イオン濃度(kg/m³)
 C': 初期含有全塩化物イオン濃度(kg/m³)
 C₀: 実構造物から採取されたコンクリートの表面における全塩化物イオン濃度(kg/m³)
 erf: 誤差関数
 x: 暴露面から全塩化物イオン濃度を測定した箇所までの距離(cm)
 D_c: 実構造物から採取されたコンクリートの見掛けの拡散係数(cm²/年)
 t: 供用期間(年)

(4) 拡散係数の経時変化

通常、見かけの拡散係数は、対象構造物の竣工後、数年あるいは数十年後の調査によって得られる値である。よって、調査時における値であり、コンクリートの水和反応による緻密性の長期変化や塩化物イオンの拡散状態の変化等は考慮していない。

竹田ら²⁾は、竣工後の比較的初期段階における見かけの拡散係数の経時変化について提案している。本稿では、経時変化の変化率について、上記研究の飛沫帯における $t^{-0.54}$ を採用して、対象構造物の調査時の見かけの拡散係数に $t^{-0.54}$ を乗じたものを、塩害劣化進行予測を計算する際の見かけの拡散係数とする(図3)。

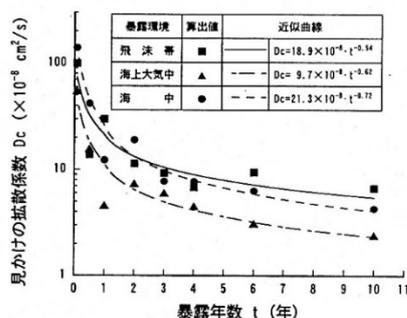


図3 拡散係数の経時変化に関する研究²⁾

2.2 腐食発生限界塩化物イオン濃度

腐食発生限界塩化物イオン濃度は、潜伏期から進展期へ移行する時期にあたり、非常に重要な値である。しかし、腐食開始の定義が定性的であり、電気化学的に腐食反応が開始される時期か、あるいは腐食生成物が実際に生じ始める時期か等の具体的な定義付けを伴わないため、各機関および研究者によって様々な値が提示されている。

本稿においては、2018年版のコンクリート標準示方書 [維持管理編]³⁾ に示されている 2.0kg/m³ を採用している。

2.3 進展期における鉄筋腐食速度

本稿においては、長期間にわたる暴露実験によって実際の鉄筋腐食進行を測定し、その実験結果から、鉄筋腐食進行に影響する様々な要因を抽出、各要因と鉄筋腐食の関係をニューラルネットワーク解析に学習させて、影響要因と鉄筋腐食速度の関係を定量化した。

(1) 鉄筋コンクリート供試体の屋外暴露実験

(a) 供試体

外部から塩化物イオンが侵入してくる海洋環境下にある鉄筋コンクリート構造物を想定して、図4のような供試体を2体用意した。供試体の外形寸法は400×550×300mmの直方体である。かぶり20および40mmの位置にそれぞれ鉄筋(SD295A, D13, 長さ200mm)を2本(AおよびB)とステンレス丸鋼(SUS304, φ13, 長さ200mm)を1本配置した。鉄筋Aはステンレス丸鋼との間のマクロセル腐食電流を常時計測するための鉄筋であり、鉄筋Bは単独での腐食で自然電位を常時連続計測するための鉄筋である。その他、外部からの塩化物イオンの侵入状況等をモニタリングする目的で、コンクリートの電気抵抗(分極抵抗)を測定するために、市販の導電率測定用電極および図4に示すような2本のステンレス線からなる電極を埋め込んだ。また、コンクリート内の温度を測定するために熱電対(表面から2, 4, 7cmの位置)も埋め込んだ。

表1にコンクリート配合およびフレッシュコンクリートの性状を示す。

(b) 暴露条件

コンクリートを打設した後の養生条件、暴露条件を表2に示す。供試体側面は材齢30~60日の間

でエポキシ樹脂塗装を施し、60日以降、供試体上面は蓋をした状態で屋外に暴露した。

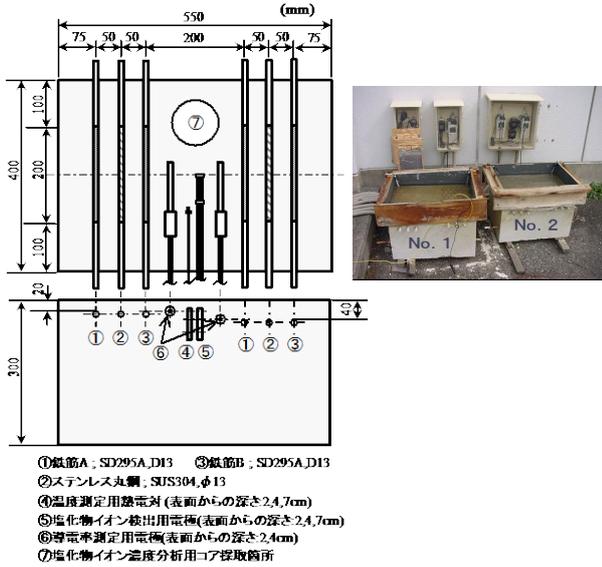


図4 暴露実験用鉄筋コンクリート供試体

表1 コンクリート配合および実測値

粗骨材最大寸法(mm)	スランプ(cm)	空気量(%)	水セメント比 W/C (%)	細骨材率 s/a (%)	単位量 (kg/m ³)			AE減水剤 (kg/m ³)	AE剤 (kg/m ³)	
					水 W	セメント C	粗骨材 s			
20	8±2 (15.6)	不明 (5.8)	48	44.9	172	359	762	952	3.59	4.3

()値は実測値

表2 No. 1, No. 2 供試体の養生・暴露条件

材齢(日)	No. 1供試体	No. 2供試体
0~60 (室内)	厚手の布を被せ、乾かないように定期的に散水。(湿空養生)	
60~247 (屋外)	供試体上面に水道水を貯留	供試体上面に10% NaCl水溶液を貯留
247日以降 (屋外)	供試体上面に10% NaCl水溶液を貯留	

(c)測定項目および測定方法

コンクリート中の鉄筋の腐食状況を直接評価するものとして、①マクロセル腐食電流、②自然電位、③分極抵抗を、また、腐食状況を直接評価するものではないが、コンクリート環境下での鉄筋の腐食性を評価する指標として、④導電率、⑤コンクリート(モルタル)抵抗を、さらに⑥外気温、⑦コンクリート内部温度をそれぞれ計測した。それぞれの測定頻度および測定開始時期を含めて表3に示す。代表的な測定項目の測定方法について以下に述べる。

①マクロセル腐食電流

鉄筋 A と、それと対向するステンレス丸鋼とを外部で無抵抗電流計を介して接続した時の電流計の指示値を連続計測した。

②自然電位

鉄筋 B を電位差計の+端子に、銀/塩化銀照合電極を一端にそれぞれ接続した時の電位差計の指示値を連続計測した。なお、測定値は 25℃での銅/硫酸銅照合電極に対する値に換算した。

③分極抵抗

(i)鉄筋 A

鉄筋 A とステンレス棒を外部で繋いだ状態で、これらを試料極として、チタンメッシュ(対極)と銀/塩化銀照合電極をコンクリート表面に配置した状態で、自然電位を測定するとともに、100kHz から 10mHz までの周波数範囲(測定周波数点数 4 点/dec)で交流インピーダンスを測定して分極抵抗を求めた。

(ii)鉄筋 B

鉄筋 B のみを試料極として、鉄筋 A の場合と同様な方法で分極抵抗を求めた。

④導電率

水溶液の導電率を計測するための市販の電極をコンクリート中に埋め込んだものであり、専用の計測器を用いて導電率を測定した。

⑤コンクリート抵抗

図5に示す2本のステンレス電極間で 100k Hz から 100mHz までの交流インピーダンス測定結果を複素平面表示した時に実数軸を横切る(虚数値が 0)時の値をコンクリート抵抗とした。

表3 測定項目および測定概要

測定頻度	測定項目	電極、使用装置など	測定対象鉄筋等	測定位置(測定傾角)	測定開始日(材齢)
自動連続計測 1回/30分	マクロセル電流	無抵抗電流計	鉄筋A	2, 4cm (2)	1998.11.09 (28日)
	自然電位	照合電極、電位差計	鉄筋B	2, 4cm (2)	1998.12.16 (65日)
	コンクリート抵抗	導電率測定用電極(市販品)	コンクリート	2, 4cm (2)	
	外気温	熱電対	—	(1)	1998.11.09 (28日)
	内部温度	熱電対	—	2, 4, 7cm (3)	
1回/月	コンクリート抵抗	塩化物イオン検出用電極(試作品)	図5	2, 4, 7cm (3)	1998.10.20 (8日)
	分極抵抗	対極: チタンメッシュ	鉄筋A	2, 4cm (2)	
	自然電位	照合電極: Ag/AgCl	鉄筋B	2, 4cm (2)	1999.05.12 (212日)
	分極抵抗	対極: チタンメッシュ	鉄筋B	2, 4cm (2)	

コンクリート打設日: 1998.10.12 (材齢0日)

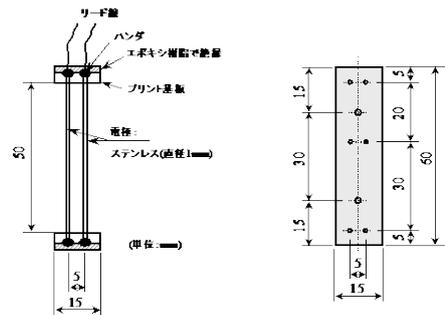


図5 塩化物イオン検出用電極

(d)測定結果と考察

以下にまず、供試体コンクリート打設後、約 6 年 6 ヶ月間の各測定項目の測定結果を以下に示す。

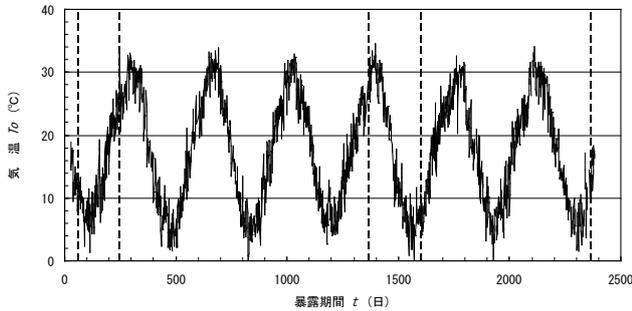


図 6 暴露期間中の気温の変化

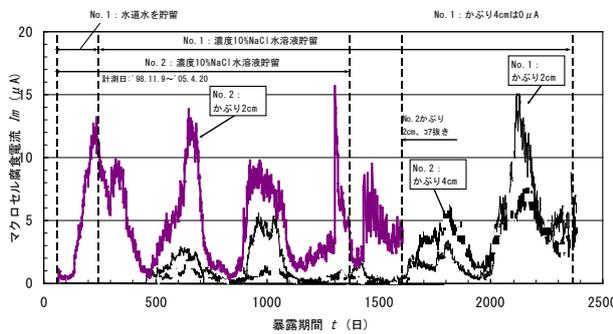


図 7 マクロセル腐食電流

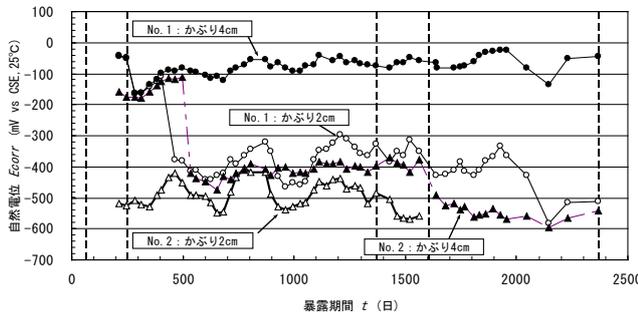


図 8 自然電位 (鉄筋 A)

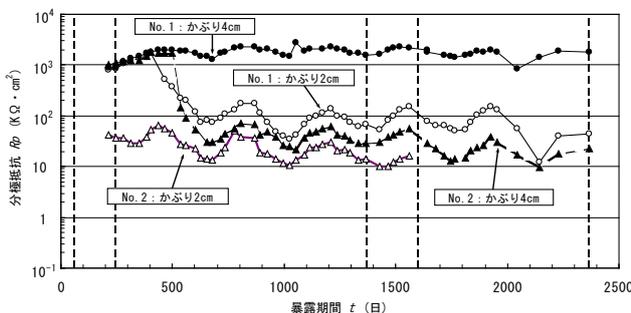


図 9 分極抵抗 (鉄筋 A)

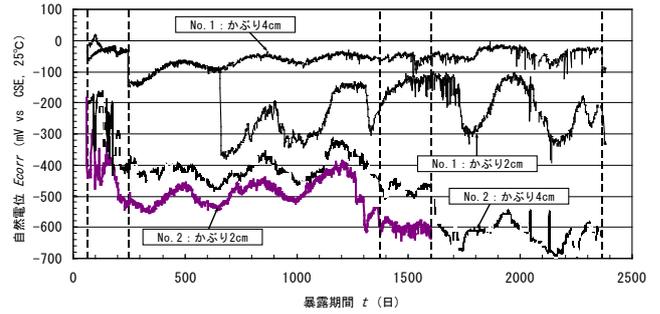


図 10 自然電位 (鉄筋 B)

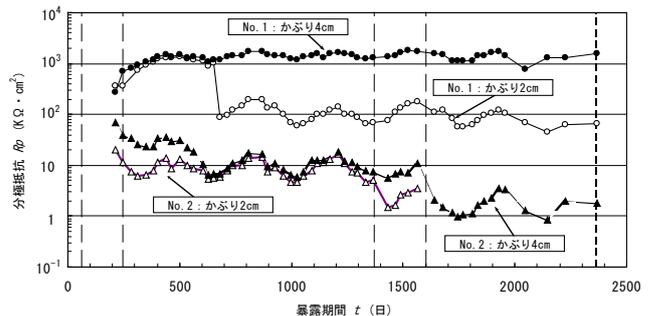


図 11 分極抵抗 (鉄筋 B)

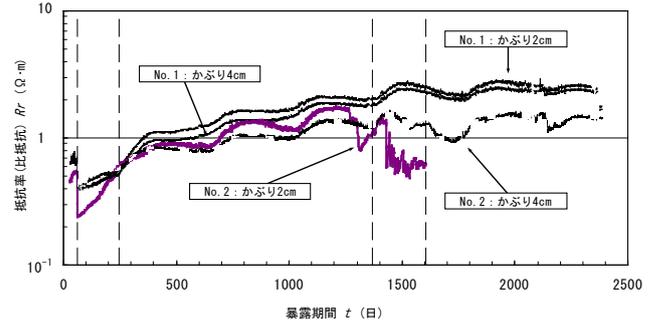


図 12 導電率から求めた抵抗率 (比抵抗)

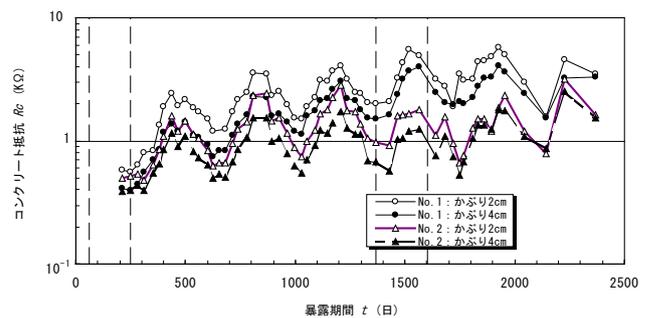


図 13 分極抵抗測定時のコンクリート抵抗

次に、図 11 に示す鉄筋 B の分極抵抗 R_p ($\Omega \cdot \text{cm}^2$) から、Stern-Geary の式より腐食電流密度 I_{corr} (A/cm^2) を求めた。

$$I_{corr} = \frac{K}{R_p} \quad \text{ここで、} K: \text{定数、} K=0.026 \text{ (V)}$$

さらにファラデーの第2(電気分解)法則から、年間あたり単位面積あたりの腐食速度に換算した。これは鉄筋全表面積あたりの平均腐食速度である。なお、 $1(\mu\text{A}/\text{cm}^2)$ は $9.1(\text{mg}/\text{cm}^2/\text{年})$ に相当する。図14に鉄筋Bの腐食速度の経時変化を示す。

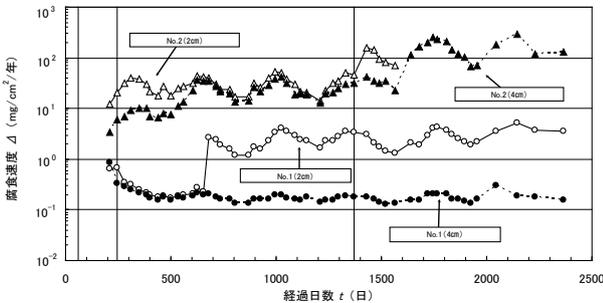


図14 鉄筋Bの腐食速度の経時変化

①気温およびコンクリート温度

図6に示した温度と図14に示した腐食速度を比較すると、1年サイクルで夏場をピークとした同様な変化をしている。このことから、腐食速度は気温さらにはコンクリート温度の影響を大きく受けていることが分かる。

②塩化物イオン濃度

実験では、コンクリート中の塩化物イオン濃度を調べるために供試体からコア採取し、深さ12cmまでの塩化物イオン濃度分布(全塩分)を求めた。図15にNo.1およびNo.2供試体の5.81年および4.33年後のコンクリート中の塩化物イオン濃度分布を示す。初期含有塩化物イオン濃度0として、これらのデータをフィックの拡散方程式の解(図15中の式)に近似して求めた塩化物イオンの見かけの拡散係数Dと表面塩化物イオン濃度 C_0 を図15中に示す。

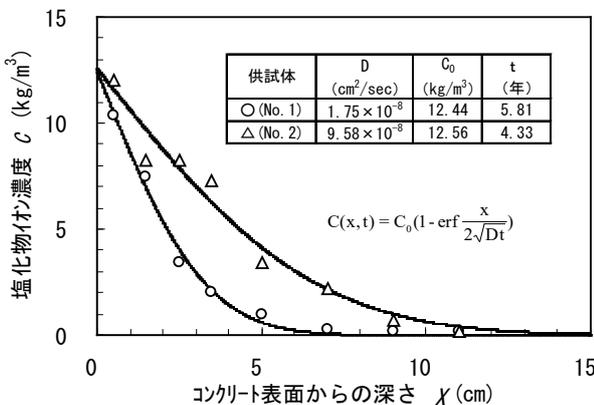


図15 塩化物イオン濃度分布

見かけの拡散係数Dと表面塩化物イオン濃度 C_0 を用いて、両値共に初期から一定と考えた場合の各供試体におけるかぶり2,4cmでの塩化物イオン濃度の経時変化を図16に示す。時間の経過と共に塩化物イオン濃度が増加している。かぶり2,4cmでの塩化物イオン濃度と時系列を合わせた腐食速度を図17に示す。塩化物イオン濃度が $1\sim 3\text{kg}/\text{m}^3$ 程度になると腐食開始し、温度変化による腐食速度の周期的変化以外に、塩化物イオン濃度増加にともなう腐食速度の増加が見られる。濃度増加が腐食速度に直接影響すること^{4,6)}以外に、鉄筋表面での腐食範囲増加が結果的に腐食速度増加となったことが考えられる。塩化物イオン濃度と腐食速度には高い相関がある。

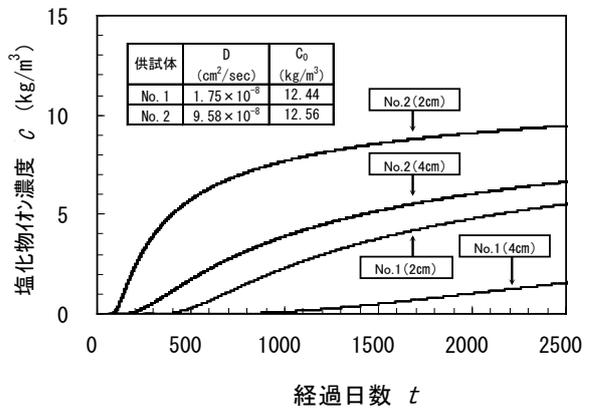


図16 かぶり位置での塩化物イオン濃度経時変化

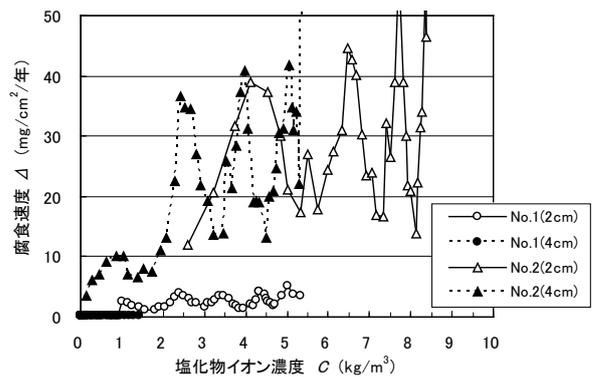


図17 塩化物イオンと腐食速度の関係

③見かけの拡散係数

図17に示したように、塩化物イオン濃度が同程度でもNo.2供試体に対してNo.1供試体の腐食速度は小さい。これは、No.1供試体コンクリートの塩化物イオンの見かけの拡散係数が小さいためと思われる。

見かけの拡散係数の違いは、コンクリートの緻

密度の差などの品質を表していると考えられ、コンクリート品質の違い、つまり見かけの拡散係数の違いが腐食速度に大きく影響を与えている。

(2)腐食速度推定式の検討

暴露実験結果を用いて、劣化進行過程の進展期および加速期の鉄筋腐食量の予測に必要な腐食速度を算定する方法を検討した。

なお腐食速度の算定には、海岸近くに造られたコンクリート構造物に対する環境に近いと思われるNo.2 供試体(2ヶ月のコンクリート養生後、すぐにNaCl 貯留を開始した)のデータを用いた。

(a)影響する因子の抽出

図14より、外気温によるかぶり位置のコンクリート温度の変化が腐食反応に影響すること、図17より、塩化物イオン濃度により腐食速度も変化することが分かった。塩化物イオン濃度の上昇は、鉄筋表面の腐食範囲を拡大し、その結果が腐食速度の増大となっていると思われる。また、暴露供試体製作時の水セメント比は同じでも、養生や暴露条件により、塩化物イオン濃度分布から求められる見かけの拡散係数は違っていた。この見かけの拡散係数は、塩化物イオンの浸透性や腐食ひび割れ発生時期などの違いとなり、結果的に腐食速度に影響していることから、見かけの拡散係数をコンクリート品質と考えた。

かぶりは、図9、図11などに示した分極抵抗の測定結果からは、かぶり2, 4cmの違いにより外部から進入する塩化物イオンが、鉄筋位置に到達するまでの時間が異なることから、腐食開始の時期も異なってくるのは明らかであるが、分極抵抗値は概ね同様な結果を示した。本実験は2cmと4cmの比較のみであるが、かぶりの値自体は、大きくは腐食速度に影響していないものと考えられる。

以上から、鉄筋位置での温度、塩化物イオン濃度、見かけの拡散係数を腐食速度に影響する因子として抽出した(図18)。

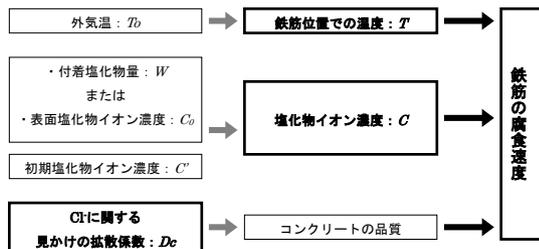


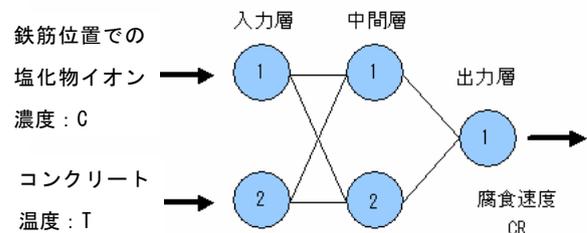
図18 腐食速度と影響する因子との関係

(b)相関関係の検討

①ニューラルネットワーク

腐食速度に直接影響を与える因子と考えられるコンクリート温度と鉄筋位置での塩化物イオン濃度の2因子と腐食速度の関係を定量化するために、暴露実験結果から得られたデータを元に、非線形回帰手法であるニューラルネットワーク解析を行った。

図19に解析した階層構造を示す。学習に使用したデータは、暴露実験結果の内、No.2 供試体の鉄筋B(かぶり2, 4cm)のデータを採用した。ニューラルネットワーク解析による学習は、バックプロパゲーション法により行い、学習回数2000回、学習率0.01とした。コンクリート温度 T は、実験結果のデータを使用した。鉄筋位置での塩化物イオン濃度は、実験結果にデータがないため、採取コア試験から求められた見かけの拡散係数、表面塩化物イオン濃度から算定した。具体的には、見かけの拡散係数は、図3に示す竹田ら²⁾の研究を参考に、コア採取時点(4.33年経過)での見かけの拡散係数 $D=9.58 \times 10^{-8}$ (cm²/sec)を元に経時変化を考慮し、 $t^{-0.54}$ を乗じてかぶり2cmと4cmの鉄筋位置での塩化物イオン濃度を求めた。



◆ 解析に用いたデータ

- > No.2供試体のかぶり2cmおよび4cmの鉄筋Bのデータ
- > かぶり2cm:36データ, 4cm:41データ 計77データ

本解析で求めた鉄筋位置での塩化物イオン濃度と腐食速度の関係を図20に示す。ひび割れ発生後の腐食速度は大きくなる⁷⁾⁹⁾ため、図20中に示した破線で囲んだ部分は、腐食ひび割れ発生後の腐食速度と思われる。このため、No.2 供試体の各かぶりにおけるひび割れ発生前までを学習データとした。

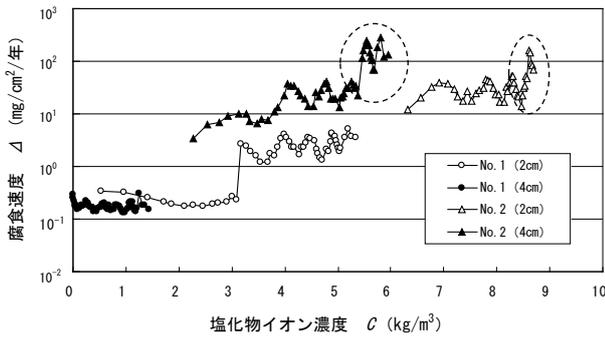


図 20 塩化物イオン濃度と腐食速度の関係

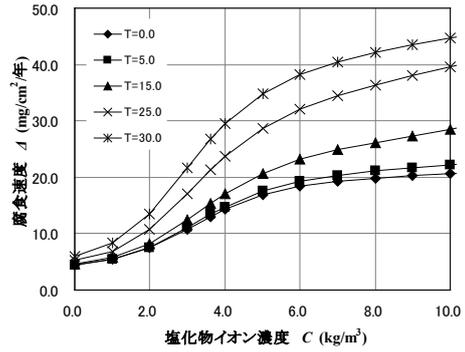


図 22 塩化物イオン濃度と腐食速度の関係
[No. 2 供試体]

②温度と塩化物イオンによる影響

ニューラルネットワーク解析による学習結果となる階層構造の各ユニット間の結合係数, 各ユニットの閾値を用いて, 入力因子としたコンクリート温度と腐食速度の関係および塩化物イオン濃度と腐食速度の関係を求めた。

図 21 にコンクリート温度 (内部温度) と腐食速度の関係を塩化物イオン濃度別に示した。図 22 に塩化物イオン濃度と腐食速度の関係をコンクリート温度別に示した。図 23 は, 腐食速度に対するコンクリート温度の感度をニューラルネットワーク解析で学習した塩化物イオン濃度の最大値 $C=8.7\text{kg/m}^3$ と $C=0.0\text{kg/m}^3$ における感度曲線の間曲率となる曲線 ($C=3.625\text{kg/m}^3$) を示す。感度曲線はシグモイド関数曲線とし, $C=3.625\text{kg/m}^3$ の感度曲線を近似すると式(2)のようになる。コンクリート温度の基準は 25°C (図中では, 無次元化した腐食速度が 1.0) となるようにし, 腐食速度の基準は, $R_0=21.33\text{mg/cm}^2/\text{年}$ である。

$$C_T(T) = \frac{1}{1 + \exp^{-0.1337T + 3.65}} + 0.58 \quad \dots \text{式(2)}$$

ここで, $C_T(T)$: 温度影響を表す項

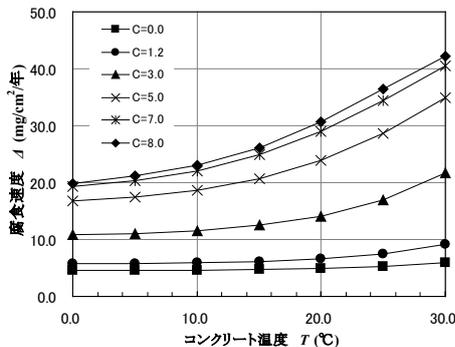


図 21 コンクリート温度と腐食速度の関係
[No. 2 供試体]

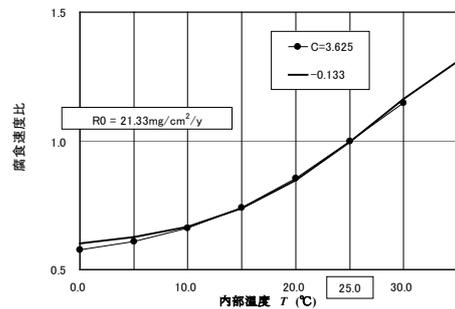


図 23 コンクリート温度と腐食速度の関係検討
[No. 2 供試体]

鉄筋腐食は電気化学反応であり, 80°C 程度までは, 溶存酸素の開放条件に関わらず温度上昇とともに腐食速度は増加すると言われている¹⁰⁾。温度と化学反応の速度はアレニウスの式で表されるため, 図 23 に示した近似曲線をさらにアレニウスプロットで近似した¹¹⁾。アレニウスプロットを図 24 に, 近似曲線と式(2)の曲線の間を関係を図 25 に示す。以上の検討より, 温度影響を表す項は式(3)とした。

$$C_T(T) = \exp\{-2.593 \times (1000 \times 1/K) + 8.695\} \quad \dots \text{式(3)}$$

ここで, $C_T(T)$: 温度影響を表す項

$$K : \text{温度} (= T + 273.15)$$

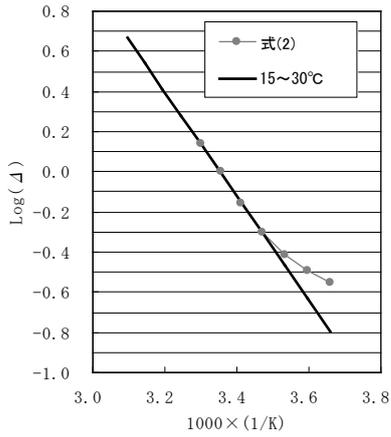


図 24 アレニウスプロット

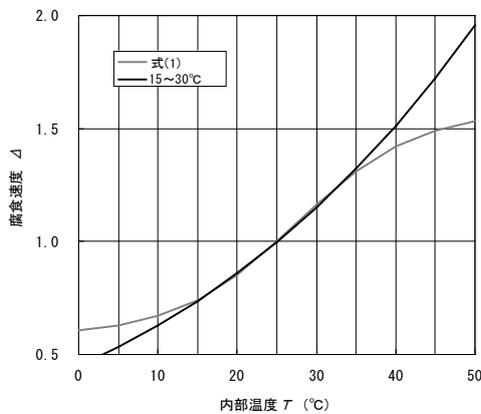


図 25 近似曲線の比較

腐食速度に対する塩化物イオン濃度の感度は、コンクリート温度 25°Cにおける感度曲線を近似した。なお、腐食発生限界塩化物イオン濃度までは、腐食速度は 0.0 mg/cm²/年とし、それ以降をコンクリート温度 25°C曲線に近似した。松村ら¹²⁾は、塩化物イオン濃度と腐食速度の関係について、塩化物イオン濃度が 8~10kg/m³以上で一定となることを示しているが、本稿では、コンクリート温度 25°Cにおける感度曲線を近似して塩化物イオン濃度 C=12.0 kg/m³以降は腐食速度一定と考えた。以上より、式(4)を得た。図 26 に腐食発生限界塩化物イオン濃度 C_{cr}=1.2 kg/m³と C_{cr}=2.5 kg/m³の時の近似線を示す。

$$C_c(C) = 1.93 \sqrt{1 - \frac{(C - 12.0)^2}{(12.0 - C_{cr})^2}} \quad \dots \text{式(4)}$$

ここで、C_c(C)：塩化物イオンの影響を表す項

C_{cr}：腐食発生限界塩化物イオン濃度 (kg/m³)

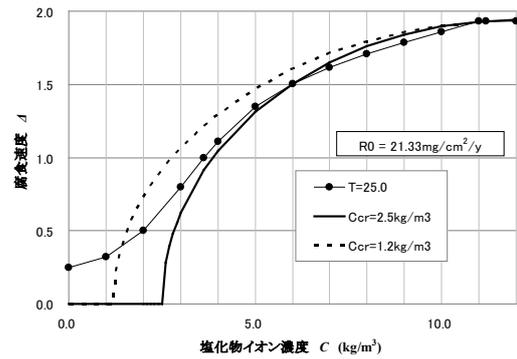


図 26 塩化物イオン濃度と腐食速度の関係検討

図 27 に暴露試験 No. 2 供試体の測定結果の腐食速度(測定値)と式(4)より求めた腐食速度(予測値)を比較したものを示す。腐食発生限界塩化物イオン濃度は、No. 2 供試体での結果から、C_{cr}=1.53kg/m³を採用した。図 27 に示したように、腐食速度の大きさにより測定値と予測値に誤差が生じている。予測値から測定値を補間するために、図 27 を両対数で表記したものを図 28 に示す。横軸を予測値、縦軸を測定値とした。相関を線形回帰し、得られた結果から式(5)に示す補正式とした。

$$R(T, C) = 0.27 R_0(T, C)^{1.38} \quad \dots \text{式(5)}$$

ここで、R(T, C)：補正後の温度と塩化物イオンの影響を考慮した腐食速度 (mg/cm²/年)

R₀(T, C)：式(4)で求めた腐食速度 (mg/cm²/年)

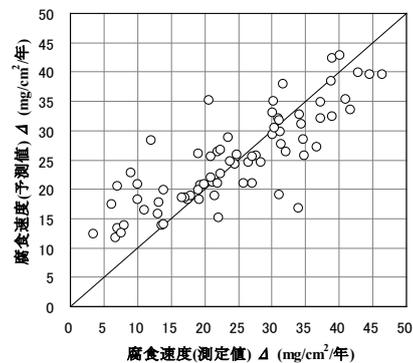


図 27 腐食速度比較 (C_{cr}=1.53kg/m³)

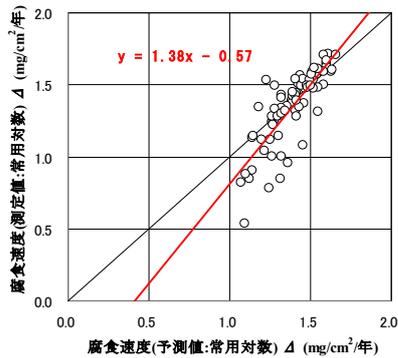


図 28 腐食速度比較 ($C_{cr}=1.53\text{kg/m}^3$)

③コンクリート品質による影響

図 29 は、式(5)を用いて推定した No. 2 供試体の鉄筋の腐食速度と No. 1 供試体の分極抵抗より求めた実際の腐食速度との関係を示す。算定時の腐食発生限界塩化物イオン濃度は、No. 1 供試体から $C_{cr}=3.33\text{kg/m}^3$ を採用した。

両者の間にはほぼ直線関係が認められ、前者が後者の約 4.61 倍ということから、No. 2 供試体の腐食速度は No. 1 供試体の約 4.61 倍であることが分かる。この両者の腐食速度の差はコンクリートの品質の影響によるものと考えられる。

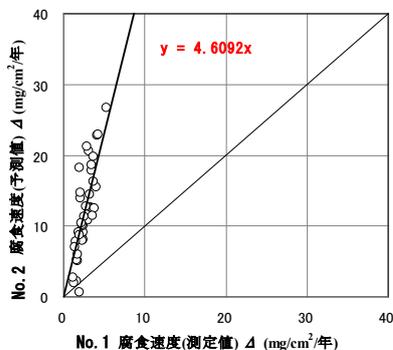


図 29 コンクリート品質による腐食速度の違い

一般にコンクリートの品質は水セメント比で表されることが多い。しかし、今回 No. 1 と No. 2 供試体に使用したコンクリートの配合は同じであり、養生条件の違いのみである。このことから、設計・施工時の水セメント比をそのまま使用できないことが分かる。したがって、塩害調査の必須項目である採取コアによる塩化物イオン含有量分析から得られる塩化物イオンの見かけの拡散係数 D でコンクリートの品質を評価することとした。

竹田らの研究²⁾を参考に、経過年数 5 年時点で

の拡散係数 D_5 で比較してみると、表 4 に示すように、No. 2 供試体の拡散係数は No. 1 供試体の約 4.66 倍となり、先に示した腐食速度の比とほぼ同値である。本稿では、コンクリートの品質が腐食速度に及ぼす影響については、経過年数 $t=5$ 年時点での塩化物イオンの見かけの拡散係数 D_5 の比で考慮する式(6)に示す $C_D(D)$ とした。

表 4 拡散係数と腐食速度

供試体区分		No. 1	No. 2
暴露試験結果	コンクリート表面での塩化物イオン濃度 (kg/m^3)	12.44	12.56
	塩化物イオンの見かけの拡散係数 (cm^2/s)	1.749×10^{-8}	9.579×10^{-8}
	経過時間 (年)	5.81	4.33
経過年数5年時点での拡散係数換算値 (cm^2/s)		1.90×10^{-8}	8.86×10^{-8}
拡散係数の比		0.2144	1
腐食速度の比		0.1134	1

$$C_D(D) = 0.127 \times 10^8 \left(D_t \frac{0.419}{t^{-0.54}} \right) - 0.128 \quad \dots \text{式(6)}$$

ここで、 $C_D(D)$: コンクリート品質の影響を表す項

t : 調査時点の経過年数 (年)

D_t : 経過年数 t 年時点での塩化物イオンの見かけの拡散係数 (cm^2/sec)

以上の検討より、進展期における鉄筋腐食速度式は、温度と塩化物イオンの影響を考慮した腐食速度に、さらにコンクリート品質の影響を加味した腐食速度を式(7)とした。

$$R(T, C, D) = R_0 \cdot C_T(T) \cdot C_C(C) \cdot C_D(D) \quad \dots \text{式(7)}$$

ここで、 $R(T, C, D)$: コンクリート温度と塩化物イオン濃度とコンクリート品質の影響を考慮した腐食速度 ($\text{mg/cm}^2/\text{年}$)

2.4 腐食ひび割れ発生時の鉄筋腐食量

腐食ひび割れ発生時の鉄筋腐食量は、腐食ひび割れに関する実験および解析を実施して、その実験結果データを整理することによって定式化した。ただし、実験から求められた定式では、コンクリート引張強度を考慮できなかったため、厚肉円筒理論を用いて、かぶり厚を円筒厚さとして鉄筋腐

食による膨張圧とコンクリート引張強度の釣り合いから鉄筋腐食量を求める方法を検討した。

(1)腐食ひび割れ発生時の鉄筋腐食量(実験)

ひび割れ発生時の腐食量については、10mg/cm²が提示²⁾されているが、実務上、実構造物の実際の腐食状況を適切に評価するためには実態に即した値が必要である。そこで、腐食ひび割れに関する実験で得られた結果を図30に示す。

荒木¹³⁾は、コンクリート供試体にφ20mmの空洞を設け、その中で弾性体を周方向に変形させることにより、腐食膨張を模擬してひび割れ発生時の変形量を求めている。その変形量から鉄筋腐食量を換算し、ひび割れ発生時の腐食量とした。実験では、弾性体の長さも変えており、図中には長さ100mm(図中の◇)と200mm(図中の◆)の場合の結果を示した。

本稿の乾湿繰返し実験のかぶり供試体下側鉄筋の腐食量(図中の●)の下限である40 mg/cm²程度、鉄筋間隔供試体の腐食量(図中の×)の平均程度および、かぶりが大きくなるほど腐食量の増加する傾向を考慮し、腐食ひび割れ発生時の腐食量算定式を式(8)とした。

$$M_{cr} = 44.2 \left(\frac{C_d}{\phi} \right)^{0.721} \quad \dots \text{式(8)}$$

ここで、M_{cr}：腐食量 (mg/cm²)

C_d：かぶりまたは隣り合う鉄筋間隔 (mm)

φ：鉄筋径 (mm)

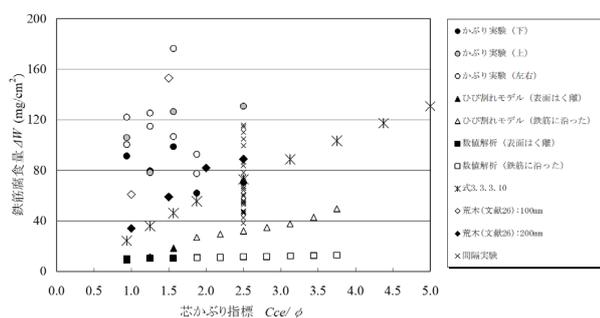


図30 ひび割れ発生時の腐食量データの比較

鉄筋間隔(C_d)に関しては、本稿の暴露実験結果や乾湿繰返し実験結果などから、鉄筋のあきである水平間隔が小さいと、かぶり方向への鉄筋に沿ったひび割れよりも水平はく離ひび割れの方が先行して発生することが分かっている。よって、かぶりと鉄筋間隔の小さい方の距離をC_dとする。

(2)腐食ひび割れ発生時の鉄筋腐食量

(厚肉円筒理論)

かぶりコンクリート厚を円筒モデル厚として、鉄筋腐食膨張圧q₁によって生じる厚肉円筒内の引張応力f_tがコンクリートの引張強度を超えた時点を腐食ひび割れ発生と考える(図-31)。腐食膨張圧q₁と引張応力f_tの関係は、式(9)と考える。

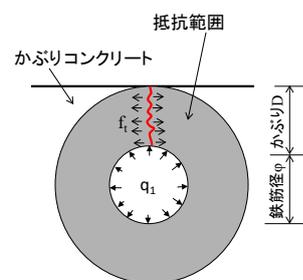


図31 厚肉円筒シェルモデル

$$f_t = \frac{1.0}{\alpha_0(K_0 - 1)} q_1 = \frac{\phi}{2D\alpha_0} q_1 \quad \dots \text{式(9)}$$

ここで、

φ：鉄筋径(mm)

D：コンクリートのかぶり(mm)

α₀：低減係数(=0.6)

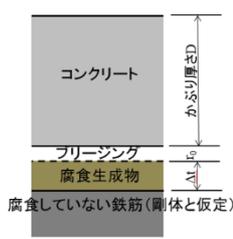
K₀：形状係数(2D+φ)/φ

式(8)と異なり、式(9)で求めた引張応力とコンクリートの引張強度を比較することによってコンクリート引張強度を考慮することができる。

ここで、コンクリートの場合は、特にかぶり部となる厚肉部分に腐食膨張圧q₁によって生じる引張応力は均等に生じないものと考えられる。円筒モデルの内側に若干集中応力として発生することが考えられるため、形状を減じて発生応力を大きくするように低減係数α₀を設けた。

コンクリートに伝達する力q₁によるコンクリートの変位量u₁および腐食生成物の変位量u₂は、以下に示される。

腐食ひび割れ発生時の鉄筋腐食量Δは、コンクリート引張強度に達するときの腐食膨張厚q₁から求まる腐食生成物厚さΔtおよび腐食生成物厚さΔtと腐食量Δおよび鉄筋比重の関係から、その時の鉄筋腐食量を算出する。



$$\begin{aligned} \frac{u_1}{D} &= \frac{q_1}{E_c} & \frac{u_2}{\Delta t} &= n \frac{q_1}{E_r} \\ u_1 &= D \frac{q_1}{E_c} & u_2 &= n \cdot \Delta t \cdot \frac{q_1}{E_r} \\ u - r_0 &= u_1 + u_2 \\ (n-1)\Delta t - r_0 &= D \frac{q_1}{E_c} + n\Delta t \frac{q_1}{E_r} \\ \left\{ (n-1) - n \frac{q_1}{E_r} \right\} \Delta t &= D \frac{q_1}{E_c} + r_0 \\ \Delta t &= \frac{D \frac{q_1}{E_c} + r_0}{\left\{ (n-1) - n \frac{q_1}{E_r} \right\}} \end{aligned}$$

n: 腐食生成物の膨張率(=2.5)
 r₀: フリージングによる鉄筋
 上部のあき(=0.1mm) (mm)
 E_c: コンクリートのヤング率
 (=15000N/mm²)
 E_r: 腐食生成物のヤング率
 (=200N/mm²)

Δt: 腐食生成物の腐食前の厚さ(mm)
 $\Delta t = \frac{10\Delta}{1000\rho}$
 Δ: 鉄筋の腐食量(mg/cm²)
 ρ: 鉄筋の比重(7.8g/cm³)

2.5 加速期における鉄筋腐食速度

本項では、実験によって加速期の鉄筋腐食速度を求めた。腐食ひび割れが発生した後、腐食ひび割れの進展程度によっては、鉄筋腐食速度がひび割れの無い進展期よりも早くなる可能性を考慮し、鉄筋腐食速度がより一層加速される時期(第2加速期)の検討も実施した。

(1)腐食ひび割れ発生後の鉄筋腐食速度

図32は、2.3屋外暴露実験でのNo.2供試体について、腐食ひび割れが入った後に測定した分極抵抗から求めた腐食速度と、塩化物イオン濃度と温度から推定した腐食速度との関係を示している。両者の間には直線関係が認められ、実際の腐食速度が推定値よりも3.9倍ほど大きくなっている。ひび割れの発生で塩化物イオンや溶存酸素を含んだ水が鉄筋と接し易くなったために、腐食速度が増大したものと考えられる。よって、腐食ひび割れ発生後の加速期の腐食速度は、進展期の鉄筋腐食速度の3.9倍とした。

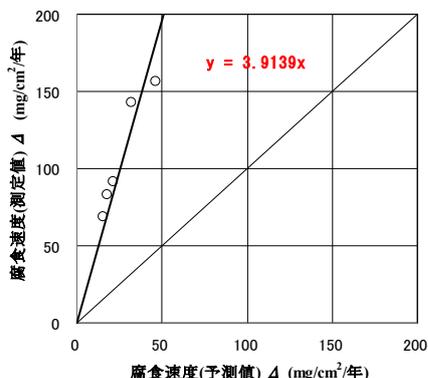


図32 ひび割れ発生後の腐食速度の違い

(2)腐食ひび割れ貫通による第2加速期

腐食ひび割れ発生については、かぶりと鉄筋間隔において短い方に発生する。発生後、特にスラブ形状では鉄筋間を水平方向にひび割れが進展し、最終的には鉄筋間を繋ぐ水平ひび割れとなる。

水平ひび割れが鉄筋位置にある場合と鉄筋位置に無い場合では、図33に示したように2倍程度の相対差となっている。

本稿においては、加速期は、腐食ひび割れ発生以降の第1加速期、鉄筋間の水平ひび割れが貫通した後の第2加速期の2段階に分けるべきと考えた。ただし、少なくとも現段階では、コンクリート構造物のスラブ形状の場合に適用するものと考ええる。

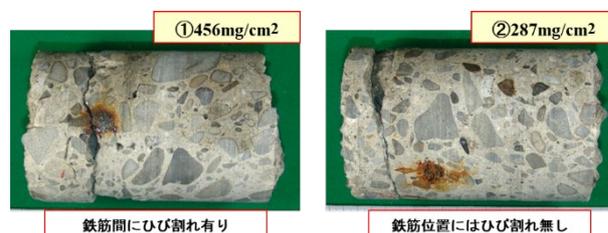


図33 水平ひび割れと鉄筋腐食量

(3)加速期の塩害劣化進行予測

鉄筋に沿ったひび割れの発生以降、鉄筋間ひび割れがいつ貫通するかについて、通路橋側壁部(鉄筋間隔約300mm程度、かぶり平均40mm)を対象に検討を実施した(図34)。また、各鉄筋間隔を違えた供試体を作製し、鉄筋に沿ったひび割れ発生時と鉄筋間のひび割れ貫通時の鉄筋腐食量を計測した結果を図35に示す。通路橋側壁部の条件を図35に当てはめたところ、鉄筋に沿ったひび割れ発生後、鉄筋腐食量が3倍程度になる時点で鉄筋間ひび割れが貫通すると考えられる。



図34 通路橋側壁部

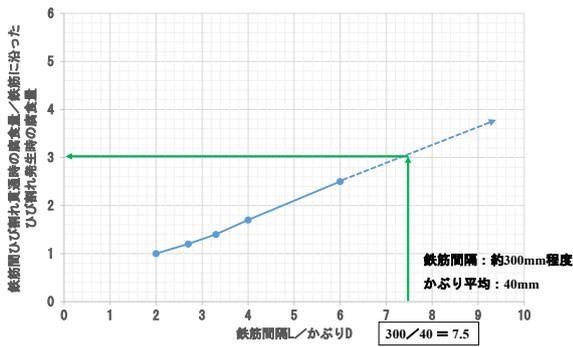


図 35 鉄筋間隔～腐食ひび割れ比

つまり、スラブ形状において、鉄筋腐食によるひび割れ発生後を第1加速期とし、進展期の3.9倍の速度で進行すると考え、その後、鉄筋腐食量が3倍になった時点で鉄筋間ひび割れが貫通すると考える。その後さらに腐食速度が加速されるとすると、調査結果における鉄筋間ひび割れが貫通している箇所の鉄筋腐食量の平均値程度に劣化進行すると仮定した場合、図36に示す通り、腐食速度はさらに5倍程度必要となる。

以上より、腐食ひび割れ発生後の第1加速期の腐食速度は進展期の3.9倍、その後に鉄筋間ひび割れが貫通後の第2加速期の腐食速度は3.9×5倍とする。また、第1加速期と第2加速期の境界(変化点)は、ひび割れ発生時の腐食量の3倍とする。

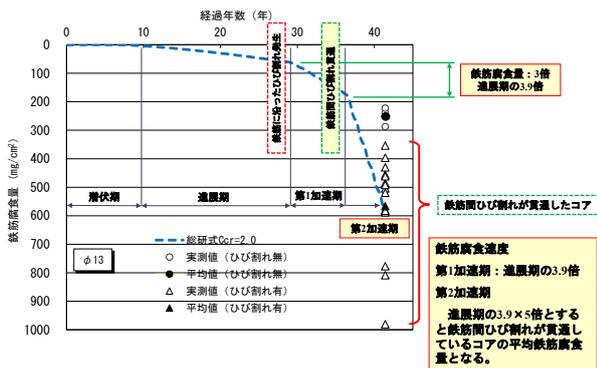


図 36 鉄筋間ひび割れを考慮した腐食速度

また、電食実験による腐食ひび割れ幅の測定を実施し、鉄筋間の腐食ひび割れ状況の確認を行った。実験結果から、鉄筋に沿ったひび割れ幅が0.08～0.20mm程度であるのに対して鉄筋間の貫通ひび割れ幅は1.20～5.00mmと大きく、腐食速度は相当大きくなると思われる(図37)。

第2加速期の5倍という腐食速度は、実験結果

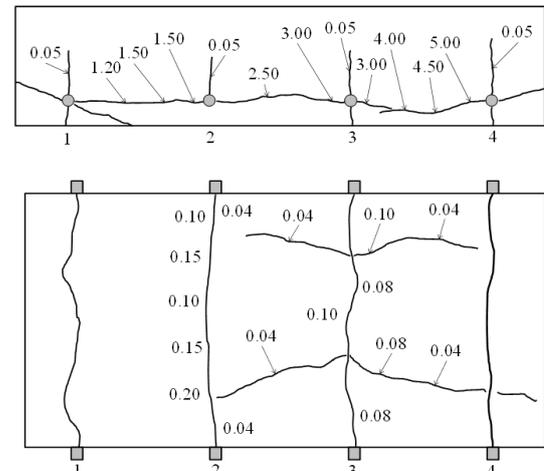


図 37 腐食ひび割れ発生状況および腐食ひび割れ幅

のひび割れ幅から考えて異常な速度ではなく妥当な速度と考えられる。

なお、第1加速期のみが続く場合と第2加速期へ移行する場合との判断は現状では難しい。実務上は、鉄筋間のひび割れが発生、進行していることをコンクリート表面から非破壊診断等で検知する必要があると思われる(図38)。

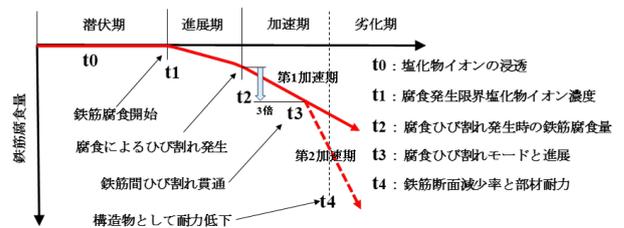


図 38 鉄筋間ひび割れを考慮した劣化進行

2.6 劣化期

本項では、劣化期と判断する腐食量（減少率）を求めるため、曲げ部材における載荷試験により検討を実施した。鉄筋コンクリート曲げ部材においては、一般的に構造物の靱性を確保するため、せん断破壊よりも曲げ破壊が先に生じ、鉄筋降伏後にコンクリート圧縮縁の破壊、最終的に鉄筋破断となるように設計される。腐食によって、鉄筋断面が減少した場合、コンクリート圧壊よりも先に鉄筋破断が生じると部材が脆性破壊を起こすこととなる。

本稿における塩害劣化期は、鉄筋腐食によってコンクリート圧壊と鉄筋破断が同時に発生する時点での鉄筋腐食量を劣化期と考える。

(1)供試体

1.8m 梁供試体を製作し、載荷試験を行った。梁供試体には、主筋 D13 を 1 本モデルと 3 本モデルで製作した。主筋のかぶりは 2cm とした（図 39）。

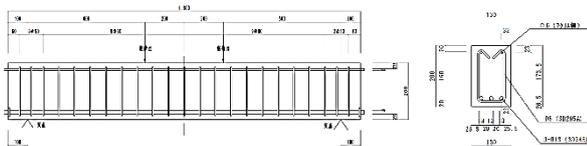


図 39 1.8m 梁供試体

(2)電食実験

梁供試体内の鉄筋腐食は、電食による促進腐食を実施した。図 40 に示すように、鉄筋直下に電極を設け、直流電源によって電極側をカソード、鉄筋側をアノード状態にして、Fe イオンを溶出させ鉄筋を腐食させる。主筋の腐食は、電食にて載荷曲げ区間の中央 60cm 区間を主に通電した。

鉄筋腐食量は、ファラデーの法則によって、鉄筋に与えた電流密度から鉄の化学的溶解量に変換する。したがって、腐食量は、印加する電流密度と印加時間で管理するが、実際の鉄筋腐食量は、載荷実験後に鉄筋を研りだして、実際の腐食量を測定する方法となる。

m: 単位表面積あたりの腐食量(mg/cm²)

$$m = \frac{I_{\text{corr}} \cdot t \cdot a}{n \cdot F}$$

t: 時間(s)

a: 鉄の原子量 = 55.845(g)

n: 溶解した鉄のイオン当量 = 2

F: ファラデー定数 = 96500(c/mol)

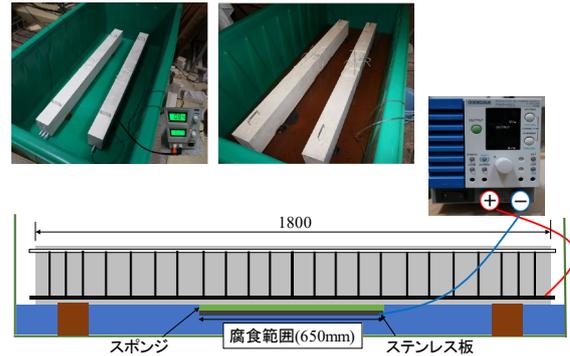


図 40 電食実験

(3)載荷実験

供試体については、主筋 1 本モデルを 3 体、主筋 3 本モデルを 6 体製作し、それぞれ載荷実験（図 41）を実施した。



図 41 梁載荷試験

図 42 に示したように、鉄筋は梁中央付近を 60cm、10cm 分割で 6 本ずつサンプリングしている。腐食量の算定は、10cm 単位の長さで求めた腐食減量で整理している。10cm 鉄筋の中においても、鉄筋は不規則な腐食状態にあるが、重量減量から腐食減量を求めており、その結果、平均的な断面減少量となっている（図 43）。

鉄筋腐食生成物をクエン酸二アンモニウムで除去した後の状態と腐食による欠損状況を図 44 に示す。

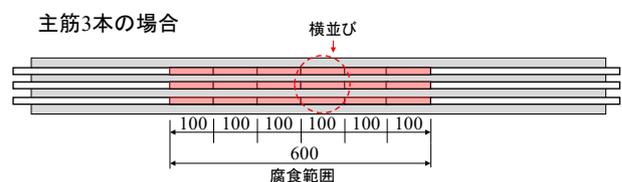


図 42 梁供試体内の鉄筋サンプリング

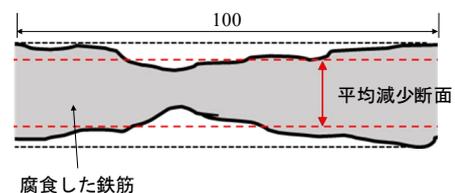


図 43 鉄筋断面減少量



図 44 腐食欠損状況
(上：主筋 1 本モデル，下：主筋 3 本モデル)

鉄筋腐食は、基本的に孔食であり、アノード領域は集中し易いため、どうしても均等な腐食にならない。図 45 に示すように 10cm 間隔の鉄筋腐食量も相当ばらつきがある。実構造物での調査においても、複数の点数を調査した場合、同じようなバラツキがあるものと考えられる。

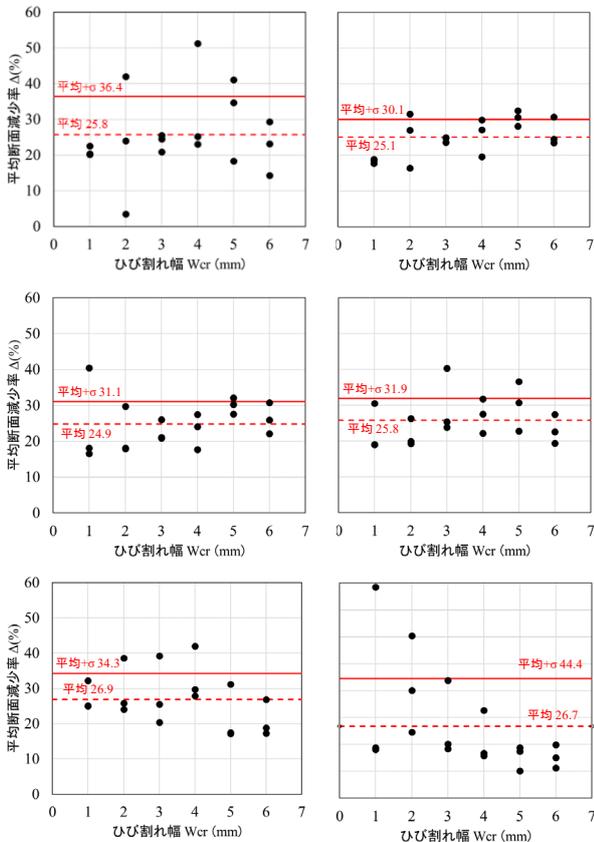


図 45 腐食減量 (主筋 3 本モデル)

そこで、上記実験データを主筋 1 本モデルは 10cm 鉄筋×6 本、主筋 3 本モデルは、10cm 鉄筋×18 本の全ての平均断面減少率を平均し、その平均値を梁供試体載荷試験における最大耐力値と比較した結果を図 46 に示す。

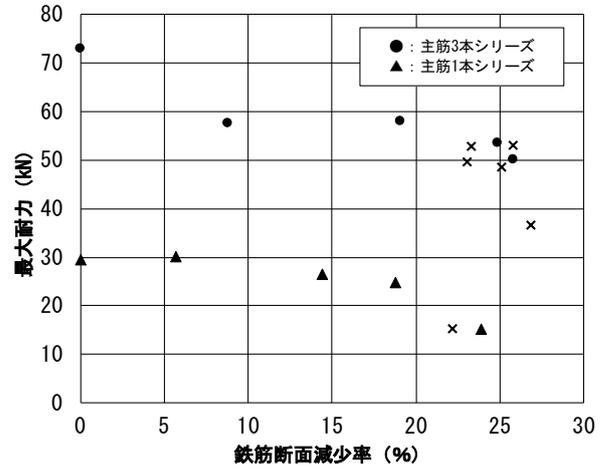


図 46 鉄筋断面減少率～最大耐力

図中の×は、破断した試験結果を示す。その他の●と▲は圧壊した試験結果である。これらの結果から、主筋の平均断面減少率が 20% を超えると、部材が破断する可能性が増していることが分かる。

以上の結果から、実務上、鉄筋腐食調査において、複数鉄筋の平均断面減少率が 20% を超えると、部材としての曲げ耐力は限界に近い状態となっていることが考えられる。

3.まとめ

本稿においては、塩害劣化進行予測手法として鉄筋腐食速度評価式等に関するとりまとめを行った。今後、本検討結果を電力設備コンクリート構造物の長期活用における保守管理の目安として活用していくことを期待する。

【謝辞】

本稿は、四国電力(株)土木建築部殿より委託を受け実施したもので、ご協力いただいた関係各位に深く感謝いたします。

【参考文献】

- 1) 土木学会コンクリート標準示方書
- 2) 竹田 宣典, 十河 茂幸, 迫田 恵三, 出光 隆: 種々の海洋環境条件におけるコンクリートの塩分浸透と鉄筋腐食に考えられる実験的研究, 土木学会論文集, No.599, V-40, pp.91-104, 1998.8.
- 3) コンクリート標準示方書【維持管理編】
- 4) 梶田 佳寛, 安田 正雪, 花栄 浩, 松林 裕二: 塩分環境下におけるコンクリート中の鉄筋腐食速度に関する一実験, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.12, No.1, pp. 569-574, 1990.
- 5) 松村 卓郎, 金津 努, 西内 達雄: 海岸近くの大気中に位置するコンクリート構造物の鉄筋腐食進行評価手法, 土木学会論文集, No.634, V-45, pp.303-314, 1999.11.
- 6) 森永 繁: 鉄筋の腐食速度に基づいた鉄筋コンクリート建築物の寿命予測に関する研究, 東京大学博士論文, 1986.
- 7) 片脇 清士: 最新のコンクリート防食と補修技術, 山海堂, 2000.10.
- 8) 中川裕之, 松崎康晴, 横田優, 松島学: 確率論に基づいた塩害劣化を受けるコンクリート構造物の劣化予測システムの開発, コンクリート構造物の補修, 補強, アップグレードシンポジウム論文報告集, 第 8 巻, pp.139-144, 2008.10.
- 9) Manabu Matsushima, Masaru Yokota, Hiroyuki Nakagawa: Study on Prediction of Deteriorated RC Structures Received Chloride Induced Damage Based on Reliability Theory, Advances in Concrete Structural Durability, Proceedings of the International Conference Durability of Concrete Structure, Vol.2, pp.1026-1031, 2008.11.
- 10) H.H.ユーリック, R.W.レヴィー: 腐食反応とその制御 (第3版), 産業図書, pp.97, 1989.
- 11) Takahiro Nishida: Influence of Temperature on Deterioration Process of Reinforced Concrete Members Due to Steel Corrosion, 東京工業大学博士論文, 2006.1.
- 12) 松村 卓郎, 金津 努, 西内 達雄: 海岸近くの大気中に位置するコンクリート構造物の鉄筋腐食進行評価方法, 電力中央研究所報告, 1999.3.
- 13) 荒木 弘祐, 服部 篤史, 宮川 豊章: 鉄筋の腐食膨張によるかぶりコンクリートの剥離現象とその予測, 土木学会論文集, No.802/V-69, pp.209-222, 2005.11.
- 14) コンクリート標準示方書【設計編】
- 15) 宮川豊章: Early chloride corrosion of reinforcing steel in concrete, 京都大学学位論文, 1985.2.
- 16) Stratfull, R.F.: Corrosion autopsy of a structurally unsound bridge deck, HRR433, pp.1-11, 1973.12.
- 17) Stewart, C.E.: Consideration for repairing salt damaged bridge decks, ACI journal Vol.72, No.12, pp.685-713, 1975.12.
- 18) 山路 徹, 横田 弘, 中野 松二, 濱田 秀則: 実構造物調査および長期暴露試験結果も基づいた港湾 RC 構造物における鉄筋腐食照査手法に関する検討, 土木学会論文集 E, Vol.64, No.2, pp.335-347, 2008.5.
- 19) 堤 知明, 本橋 賢一, Misra Sudhir, 山本 明雄: 若材齢で海水に接するコンクリート中の鉄筋腐食に関する一実験, コンクリート工学年次論文集, Vol.13, No.1, pp.651-656, 1991.
- 20) 松崎 康晴, 松島 学, 横田 優, 中川 裕之: 外部塩害を受ける鉄筋コンクリート構造物の塩害劣化予測モデル, 土木学会第 63 回年次学術講演会講演概要集, 第 5 部, pp.363-364, 2008.9.
- 21) 横田 優, 中川 裕之, 松島 学: 曝露試験結果に基づいた外部塩害を受けるコンクリート構造物の鉄筋腐食進行予測法の提案, コンクリート構造物の補修, 補強, アップグレードシンポジウム, 第 6 巻, pp.67-74, 2006.10.
- 22) 横田 優: 埋設電極によるコンクリート中の鉄筋腐食モニタリング, コンクリート構造物の補修, 補強, アップグレードシンポジウム, 第 2 巻, pp.333-338, 2002.

- 23) 竹田 宣典, 十河 茂幸, 迫田 恵三, 出光 隆:
種々の海洋環境条件におけるコンクリートの塩分浸透と鉄筋腐食に考えられる実験的研究, 土木学会論文集, No.599,V-40, pp.91-104, 1998.8.
- 24) 中川 貴之, 堤 知明, 松島 学: 塩害劣化を受ける RC 構造物の劣化予測, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.22, No.1, pp.419-420, 2000.
- 25) 松村 卓郎, 西内 達雄: 海岸での暴露実験によるひび割れ発生後の鉄筋腐食評価, 土木学会第 61 回年次学術講演会, pp.583-584, 2006.
- 26) 堀口 賢一, 武田 均, 丸屋 剛: 自然電位を用いた鉄筋腐食の定量的評価手法に関する研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.26, No.1, pp.1065-1070, 2004.
- 27) セメント協会 コンクリート専門委員会: 硬化コンクリートの配合推定に関する共同試験報告 F-18, セメント協会, 1967.9.
- 28) セメント協会 コンクリート専門委員会: 硬化コンクリートの配合推定に関する共同試験報告(その2) F-23, セメント協会, 1971.3
- 29) 佐藤 和郎, 茂村 達也, 永井 文雄: ぜい性材料からなる円筒の内圧破壊に及ぼす延性の影響, 日本機会学会論文集 (A 編), Vol. 45, No.391, pp.220-226, 1979.3.
- 30) 原田 哲夫, 出光 隆, 渡辺 明: 静的破砕剤を用いたコンクリートの解体に関する基礎的研究, 土木学会論文集, No.360, V-3, pp.61-70, 1985.8.

原子力発電所の斜面安定性評価を踏まえた斜面の実裕度に関する考察

四国電力(株) 土木建築部 鈴木 俊輔

キーワード： 斜面安定性
安全率
安全裕度

Key Words : slope instability
safety factor
safety margin

Safety margins considered in slope instability assessment of nuclear installations

Shikoku Electric Power Co.,Inc., Civil & Architectural Engineering Department
Shunsuke Suzuki

Abstract

The stability of slopes located in nuclear installations needs to be assessed since landslides could seriously affect structures, systems and components important to safety. In general, conservative safety margins are used in the assessment of critical facilities in nuclear installations, as well as in the assessment of slope instability. However, the actual safety margins are not always quantified. In particular, there are few reports on the actual margins of slope instability assessment. In this paper, we discuss the actual safety margin that slope instability assessment takes into account, using as an example the seismic instability assessment of the slope around Unit 3 of the Ikata Power Plant, which has been approved by the Nuclear Regulation Authority of Japan.

1. はじめに

原子力発電所における重要施設の周辺斜面は、地震発生時に崩壊し、施設の安全機能が重大な影響を受けないことを確認するため、対象斜面の耐震安定性評価を実施し、安全性を確認している。

一般的に、原子力発電所の重要施設に対する評価においては、保守的に安全裕度をもった設計・評価がなされているが、周辺斜面の耐震安定性評価においても、種々の安全裕度を考慮した評価がなされている。しかしながら、こういった安全裕度をもった評価結果が、実際にどの程度の裕度を有しているか（実裕度）については、必ずしも定量化されておらず、特に周辺斜面について実裕度を検討した報告は多くない。そこで、本報告では、原子力発電所のうち、原子力規制委員会による審査を経て設置許可を受けた実績を持つ伊方発電所3号機の周辺斜面の耐震安定性評価を例にとって、原子力発電所の周辺斜面が有する実裕度に関する考察を報告する。

2. 周辺斜面の耐震安定性評価について

原子力発電所の周辺斜面に対する耐震安定性評価においては、基準地震動 S_s に対して、動的解析によるすべり安全率が 1.2 以上であることを確認することとなっている。これは、発電用軽水型原子炉施設の設置許可段階に関わる審査において周辺斜面の安定性評価の妥当性を厳格に確認するうえで、原子力規制委員会が定めた「基礎地盤及び周辺斜面の安定性評価に係る審査ガイド」（以下、「審査ガイド」という）の評価方針に基づくものである。

伊方発電所3号機は、原子力規制委員会の審査を経て設置変更許可を受けており、当該審査における周辺斜面の安定性評価のうち、安全率が最も小さい斜面の評価結果の概要を図1に示す。

安全率が最も小さい斜面は、原子炉建屋の南北断面における斜面であり、図1に示すとおり、伊方発電所の基準地震動 S_s に対する当該断面の最小安全率は 1.3 となっている。評価対象となる他の斜面を含む多くのすべり面では、安全率が 2~4 程度の大きな安全率を有しており、安全率が最も小さい斜面であっても、安全率は 1.2 を上回っていることから、審査ガイドに基づき周辺斜面の安全性が確認されており、設置変更許可を受けてい

る。

一方、当該評価では種々の安全裕度が考慮されており、安全率はそれらの安全裕度を考慮したうえで算出されていることから、実際の安全率はもっと大きくなると考えられる。周辺斜面の耐震安定性評価において考慮されている保守的な安全裕度を、以降に整理する。

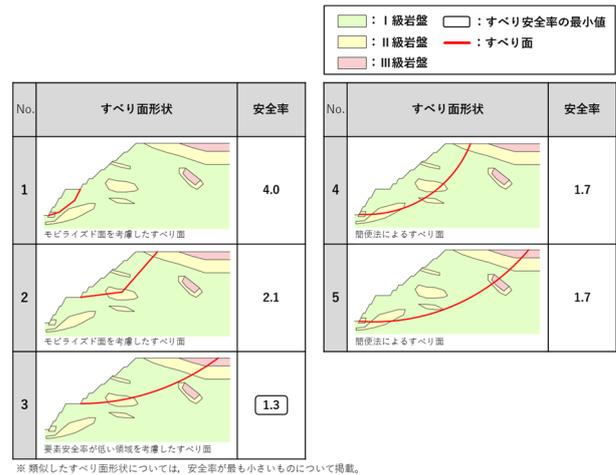


図1 伊方発電所3号機の周辺斜面の安定性評価

3. 保守的に安全裕度を考慮して設計されている内容について

伊方発電所3号機の周辺斜面の耐震安定性評価において考慮されている保守性について、項目ごとに整理する。なお、入力地震動として評価に用いる基準地震動 S_s についても、その設定にあたっては、アスペリティの位置や応力降下量、断層長さなど、種々の保守性が考慮されて設定された地震動であるが、ここでは、基準地震動 S_s が有する保守性については除外し、周辺斜面の耐震安定性評価において考慮されている保守性のみを論じることとする。

3.1 岩盤のせん断強度について

伊方発電所の地盤は、主に三波川変成岩類の塩基性片岩からなる。原子炉建屋の基礎地盤や周辺斜面はCH級の堅硬な岩盤が主に分布しており、片理面の走向は $N30^{\circ} \sim 40^{\circ} W$ で南西方向に $10^{\circ} \sim 30^{\circ}$ で緩やかに傾斜している。三波川変成岩類は、一般的に強度異方性を有しており、片理面に沿う方向はせん断強度が小さい弱面となることが知られている。

伊方発電所では、岩盤の強度特性を把握するた

めに、3号炉建設時において原位置せん断試験を実施しており、岩盤を幅60cm、長さ60cm、高さ30cmのブロック状に切り出し、上述した三波川変成岩類の片理面による異方性を考慮して、片理面に沿う方向の試験(4ブロック)と片理面を一部切る方向の試験(1ブロック)を実施している。原位置せん断試験のイメージ図を図2に、試験結果を図3にそれぞれ示す。

図3の原位置せん断試験結果のとおり、片理面に沿う方向と片理面を一部切る方向の試験結果を比較すると、片理面に沿う方向のせん断強度は有意に小さく、弱面となることがわかる。片理面に沿う方向のせん断強度は10kg/cm²であるのに対し、片理面を一部切る方向のせん断強度は、内部摩擦角が同一と仮定すると約5倍の52kg/cm²程度となる。さらに、片理面を一部切る方向の試験では、最終的にジャッキ能力限界まで荷重をかけても明瞭な破壊点を確認されなかったことから、実際のせん断強度はさらに大きな値となる。

伊方発電所3号機の設置変更許可における評価においては、弱面である片理面に沿う方向の試験結果に基づき、せん断強度を10kg/cm²と設定して安全率を算出している。

ところが、片理面の走向・傾斜を踏まえると、図1に示した安全率が最も小さい1.3となる原子炉建屋の南北断面は、すべり面が片理面に沿う方向ではないため、実際の安全率としては片理面を一部切る方向のせん断強度を適用する方が合理的である。

以上より、伊方発電所3号機の設置変更許可で示されている安全率には、弱面のせん断強度を使用しているという点で、保守性が考慮されていることとなる。

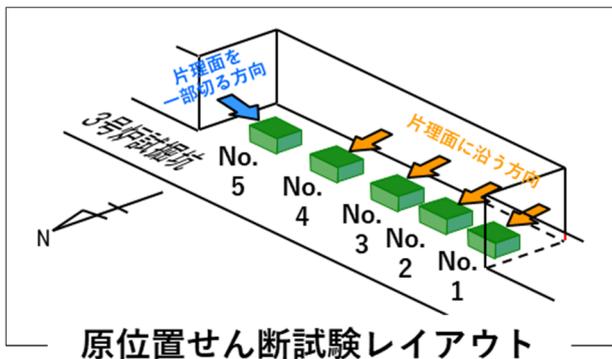


図2 原位置せん断試験のイメージ図

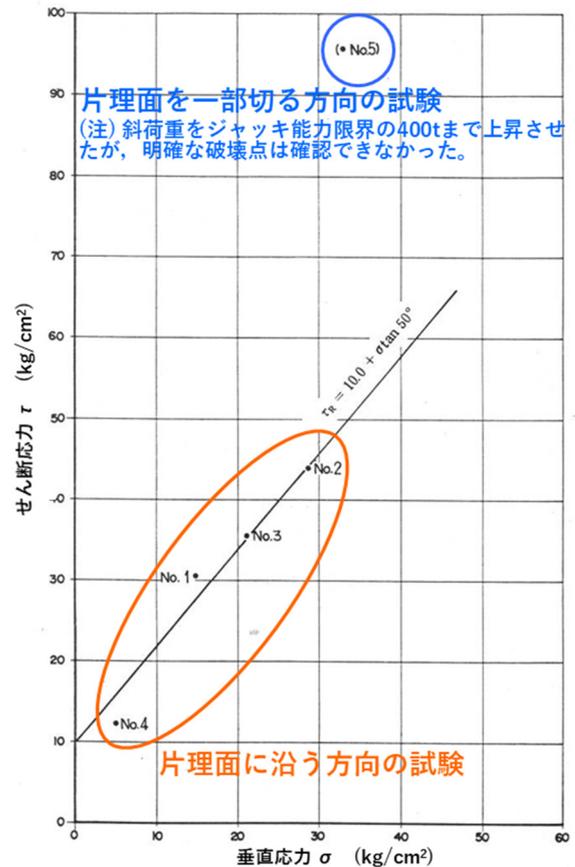


図3 原位置せん断試験結果

3.2 すべり面の側方の抵抗について

伊方発電所3号機の設置変更許可における評価では、2次元断面による周辺斜面の耐震安定性評価を実施している。これは、2次元断面の奥行き方向にすべり面が無限に続く平面ひずみ状態を仮定した解析となり、得られる安全率もすべり面が奥行き方向に無限に続くとした場合の安全率となる。しかし、現実の斜面のすべり形状は3次元形状となり、側面の抵抗を有することから、2次元断面による評価は側面の抵抗を考慮していないという点で保守性を持った評価となっている。現実の3次元形状のすべりを2次元断面の評価で実施することにより考慮される安全裕度のイメージを図4に示す。図4で示したとおり、2次元断面による評価では、すべりに対する抵抗力としてすべり底面の抵抗力しか考慮されないが、現実のすべり形状では底面に加えて側面の抵抗力が考慮されることから、実際の安全率は2次元断面による評価より大きくなる。

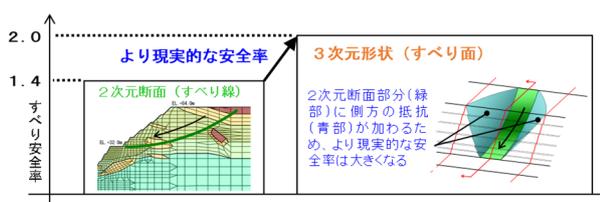


図4 2次元断面評価における安全裕度の概念図

3.3 斜面の保護工について

原子力発電所の周辺斜面は、鉄筋コンクリート製擁壁や格子柵、ロックボルト、ロックアンカー等で保護されている。伊方発電所3号機の原子炉建屋の周辺斜面についても、これら保護工が設置されており、緊張力のあるロックアンカーについては代表箇所にて常時計測管理がなされている。

周辺斜面の耐震安定性評価においては、こういった斜面の保護工は考慮されずに解析がなされており、安全率は保護工がない状態での安全率となっていることから、保守性を有していると考えることができる。

以上、代表的な保守性を3つ挙げたが、その他にも、すべり面上の直応力が少しでも引張応力となると直ちにせん断強度をゼロとするなど、周辺斜面の耐震安定性評価においては種々の保守性が考慮されている。

また、斜面の耐震安定性評価は、線形解析により実施しているが、基準地震動のような大きな地震力が作用する場合には、線形解析では過大な応力が発生することで実現象以上の滑動力が発生してしまう。すなわち、本来地盤が持つ非線形特性により、大きな地震力が作用した場合には地盤が非線形化し、応力が分散されるが、線形解析では応力の分散がなされず、過度な滑動力が発生する。

さらに、すべり安全率は、地震の全継続時間においてすべり安全率が最小となる瞬間的な時刻の安全率を示していることにも留意が必要である。例えば0.01秒間だけ安全率が1.0を下回ったとしても、すべり土塊が不安定となる時間はごく短時間であることから、斜面の塑性変形量は非常に小さく、問題となるような大きなすべりとはならない。斜面の変形が実際に施設に影響を与えるかの検証は、非線形解析を用いた変形量による評価を実施して検証する必要があり¹⁾、線形解析を用

いた安全率による評価は、過大な滑動力を許容し、なおかつ地震の全継続時間で安全率の基準値を満足することを求める評価手法であると言える。

土木学会の「原子力発電所の基礎地盤及び周辺斜面の安定性評価技術<技術資料>」¹⁾では、模型実験とこれをモデル化した等価線形解析（伊方発電所3号機の耐震安定性評価と同じ解析手法）による比較を報告した事例を紹介しており、「等価線形解析による安全率評価は変位・移動の可能性の有無の判定としては保守的（妥当）」、「すべり安全率が1を下回っても基礎地盤が急激に不安定な状態にはならない」こと等を踏まえ、すべり安全率が評価基準値を下回るほどの大規模な地震動に対して基礎地盤および周辺斜面の地震時安定性を合理的に評価する上では、地震による基礎地盤および周辺斜面の破壊進展性を考慮しつつ、変位量・移動量を定量的に評価する必要があるとしている。

4. 安全裕度の定量化に関する検討について

前章では、安全裕度として設計に考慮されている保守性について整理したが、それらが実際にどの程度の安全裕度をもっているかについては、定量化が難しい。ここでは、岩盤のせん断強度および側面抵抗に関して、安全裕度の定量化を試みる。加えて、確率論的な観点からも、既往の文献をもとに年破壊確率を参照してみる。

4.1 保守的なせん断強度の設定による安全裕度

伊方発電所3号機の設置変更許可における評価では、せん断強度として弱面である片理面に沿う方向の強度を用いていることは既に述べた。ここでは、現実的なせん断強度の考察と、解析において現実的なせん断強度を設定した場合の安全率について検討を行う。

(1) 現実的なせん断強度の考察

せん断強度として採用している片理面に沿う方向の強度は、原位置せん断試験の結果を踏まえて設定されている。原位置せん断試験は大規模なジャッキ設置やジャッキ反力確保の観点から、大規模に掘削された調査坑やトレンチの中で実施する必要があるため、多数の試験を実施することが困難であり、地盤工学会基準²⁾においても原位置せん断試験の試験個数は4個が標準とされている。一方で、ボーリング調査により採取されたコアを

用いた岩石試験については、多数試験を実施することが可能であり、伊方発電所においても、片理面に沿う方向、片理面を切る方向の岩石試験の試験結果が充実している。

より現実的なせん断強度としては、片理に沿う方向だけから設定するのではなく、片理面を切る方向を含めた平均値や中央値を踏まえて設定する必要がある。

以上を踏まえ、岩石試験から得られるせん断強度の平均値、下限値および上限値を用いて、原位置せん断試験によるせん断強度の平均値を内挿により算定することとした。

原位置せん断試験におけるせん断強度の平均値の算定方法を図5に示す。図5に示すとおり、平均値の算定方法として、算定方法①と算定方法②の2つの方法が考えられ、それぞれの方法で平均値を算定した。

算定方法①は、岩石試験から得られた下限値に対する平均値の比を、原位置せん断試験から得られた下限値に乗ずることで、原位置せん断試験の平均値を求める方法である。

算出方法②は、岩石試験から得られた下限値と上限値の単純平均に対する平均値の比を、原位置せん断試験から得られた下限値と上限値の単純平均に乗ずることで、原位置せん断試験の平均値を求める方法である。この方法では、下限値と上限値が反映されるため、算定方法①より合理的な算出方法と考えられるが、原位置せん断試験の上限値については、前述のとおり、ジャッキ能力限界まで荷重をかけても明確な破壊点が確認されなかったことから、実際の上限值はさらに大きいと考えられ、この算定方法②で求まる平均強度は実際より小さな値が算出されると考えられる。

上に示した2つの算出方法で原位置せん断試験の平均値を算出した結果、算出方法①では17.6kgf/cm²、算出方法②では28.5kgf/cm²が得られた。

なお、伊方発電所3号炉原子炉建屋の南北断面の斜面においては、すべり面が片理面に沿う方向ではないため、せん断強度としては片理面を一部切る方向のせん断強度を適用する方が合理的であるが、本項に示した2つの算出方法では、片理面に沿う方向の強度も平均値に反映されている。片理面に沿う方向はせん断強度が小さいため、片理

面に沿う方向の値に平均値が引っ張られて過少評価されている可能性が高いことから、原子炉建屋の南北断面の斜面に適用すべきより現実的なせん断強度としては、更なる検証が必要であろう。



算定方法①
 原位置せん断試験におけるせん断強度 b は、

$$b = a \times \frac{b'}{a'} = 10 \times \frac{123}{69.9} = 17.6 \text{ kgf/cm}^2$$

算定方法②
 原位置せん断試験におけるせん断強度 b は、

$$b = c \times \frac{b'}{c'} = \frac{10 + 52}{2} \times \frac{123}{\frac{197.3 + 69.9}{2}} = 28.5 \text{ kgf/cm}^2$$

図5 原位置せん断試験におけるせん断強度の平均値の算定方法

(2) 現実的なせん断強度を設定した場合の安全率

前項では、2つの算定方法を用いて原位置せん断試験のせん断強度の平均値を算出した。ここでは、求まったせん断強度のうち、小さな値となった算出方法①による算定値を現実的なせん断強度とみなして、伊方発電所3号炉原子炉建屋の南北断面の斜面に対する耐震安定性評価を実施した。

評価にあたっては、せん断強度の設定以外は「2. 周辺斜面の耐震安定性評価について」の章で示した条件と同一とし、安全率1.3を示していた最小安全率のすべり面について、安全率がどの程度異なる結果となるかについて比較した。比較結果を図6に示す。

現実的なせん断強度を用いた場合の安全率は1.7となり、設置変更許可申請における評価で示した安全率1.3から大幅に向上することを確認した。したがって、当該斜面の評価におけるせん断

強度の設定には、安全率で 1.7/1.3=30%程度の安全裕度が考慮されていると評価できる。

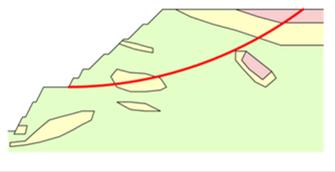
すべり面形状	安全率	
	設置変更許可における評価	本検討 (現実的なせん断強度設定)
	1.3	1.7

図 6 安全率の比較結果

4.2 2次元断面の評価による安全裕度

2次元断面による評価では、すべりに対する抵抗力としてすべり底面の抵抗力しか考慮されず、側方の抵抗力が考慮されないことは既に述べた。これについて、伊方発電所3号機のスプレッドテスト時点(2012年)の基準地震動 S_s (570gal)を用いたものではあるが、側方の抵抗を考慮しないことによる安全余裕を検討した結果がある。これによると、2次元断面による評価で安全率1.4を示す斜面のすべり面について、3次元形状を考慮した評価、すなわち側方の抵抗を考慮した評価を実施したところ、図4に示したとおり安全率は2.0となり、2次元断面による評価の安全率には2.0/1.4=40%程度の安全裕度が含まれていることが確認された。この安全裕度はすべり面の深さや長さ、幅によって変動するため、一律に述べることはできないが、側方の抵抗を考慮しないことによる安全裕度は、安全率に大きく寄与している可能性が高い。

4.3 年破壊確率の参照

これまで、決定論による評価を対象に、評価結果に内在する安全裕度を述べたが、ここでは確率論の側面から勘考したい。

確率論的な評価を実施する場合には、保守性を排除した平均値・中央値を把握したうえで、不確かさを適切に評価する必要がある。決定論による評価では、解析条件を設定する際に、それぞれの設定を保守的にしておけば概して安全側の評価結果となるが、確率論による評価では、解析条件を保守的に設定してしまうと、確率論の本質からすると誤った評価結果を与えてしまう。本報告では

確率論に関する詳細な議論は控えるが、決定論の評価結果を確率論の側面から解釈した事例として、「原子力発電所の基礎地盤及び周辺斜面の耐震安定性評価基準値の確率論的考察」(電力中央研究所, 2005)³⁾を紹介する。

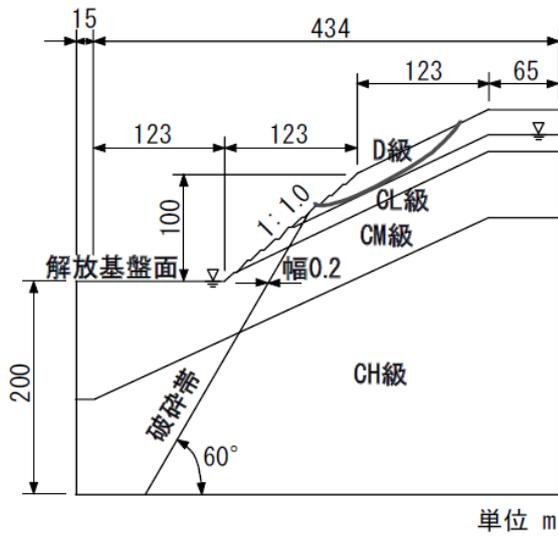
同文献では、すべり安全率が1.2となる周辺斜面の年破壊確率は 10^{-5} /年以下と小さく、耐震安定性評価基準値の1.2を満足する斜面は、地震による年破壊確率が非常に小さいことを示している。具体的には、仮想的な周辺斜面の地盤モデルに対して、すべり安全率が1.2となるよう地震動レベルを調整し、表1に基づき地盤物性を実際にばらつかせた検討を実施している。伊方発電所と同じ硬岩斜面を対象としたモデルでは、斜面部に弱層が有るモデル(K-1)および無いモデル(K-2)の2つのモデルを検討している。硬岩斜面のモデルを図7に、年破壊確率を図8に示す。

これまでの報告で検討対象としてきた伊方発電所3号機原子炉建屋の南北断面については、斜面中に弱層が無い場合、弱層が無いモデル(K-2)を参照すると、年破壊確率は $10^{-6} \sim 10^{-8}$ 程度となっており、安全率1.2であっても年破壊確率が非常に小さいことが示されている。詳細な解析条件は異なるので、参考としての位置づけにはなるが、伊方発電所3号機の周辺斜面の耐震安定性評価と同じ等価線形解析を用いた解析結果であり、大いに参考となる検討結果である。

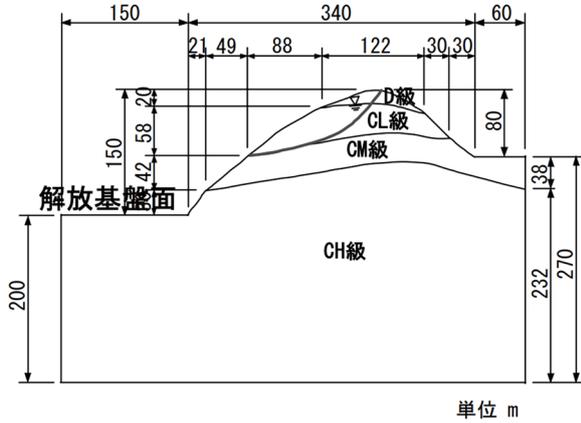
なお、図8に示すH-1およびH-2は基礎地盤を対象とした同様の検討であるが、基礎地盤の年破壊確率は周辺斜面よりさらに小さい傾向となっている。

表 1 解析に用いた地盤物性値のばらつき(変動係数)(同文献³⁾より抜粋)

地盤物性	硬岩	軟岩
密度 ρ	10%	5%
せん断強度 τ	45%	30%
せん断弾性係数 G	45%	30%
ポアソン比 ν	10%	5%



硬岩斜面モデル K-1 (片斜面, 弱層あり)



硬岩斜面モデル K-2 (山地形, 弱層なし)

図 7 硬岩斜面のモデル (同文献³⁾より抜粋)

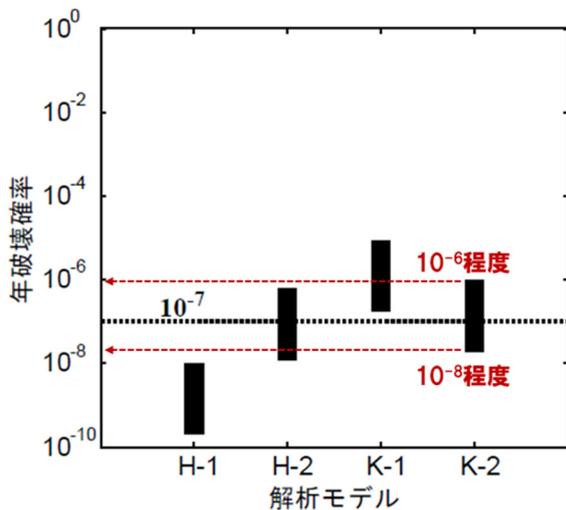


図 8 年破壊確率 (同文献³⁾に朱記加筆)

5. まとめ

原子力発電所における周辺斜面の耐震安定性評価について、伊方発電所 3 号機の周辺斜面を対象に保守的に安全裕度が考慮されている代表的な事例を整理し、このうち、せん断強度と側面抵抗に関する安全裕度の定量化を試みた。せん断強度については 30%程度、側面抵抗については 40%程度の安全裕度が考慮されており、実耐力としてはこれらを踏まえたうえで算定することができる。

ここで留意しておきたいのは、我が国における原子力発電所の重要施設に対する評価では、主に決定論による評価がなされていることから、安全性評価においては実耐力による設計ではなく、不確かさを適切に考慮して安全裕度を持った設計とすることが重要であることは言うまでもない。一方、安全裕度を考慮した決定論での評価が、どの程度の安全裕度を有しているかを把握することも、算出された安全率が持つ意味を解釈するうえでは重要であろう。繰り返しになるが、原子力発電所における決定論を用いた評価では、種々の不確かさを考慮し、安全裕度を持たせた評価体系となっていることから、そこから得られた安全率よりも、実耐力としては高い安全性が確保されている。単純に安全率の数値だけを見て、安全率が低い=安全性が低いと判断することは、安全率が持つ本質的な意味を理解しているとは言えない。

また、確率論的な評価を実施するうえでも、決定論で設定されている解析条件やパラメータ設定を、保守性を排除した現実的な設定にしたうえで、その不確かさを適切に考慮する必要があり、今回報告したような決定論の評価における安全裕度に関する検証が一助となるであろう。

【参考文献】

- 1) 土木学会：原子力発電所の基礎地盤及び周辺斜面の安定性評価技術<技術資料>， p73-106， 2021.
- 2) 地盤工学会：地盤調査の方法と解説， p737-743， 2014.
- 3) 原子力発電所の基礎地盤及び周辺斜面の耐震安定性評価基準値の確率論的考察， 電力中央研究所報告 N04010， 財団法人電力中央研究所， 2015.

環境遮断性に優れた剥離抑制型塗料の開発

(株)四国総合研究所 化学バイオ技術部 坂口 聡彦
(株)四国総合研究所 化学バイオ技術部 大捕 秀基
(株)四国総合研究所 化学バイオ技術部 西森 修次
(現：アルファ塗料研究所)

キーワード： 防食塗料
鋼構造物
塗膜剥離
線膨張係数
環境遮断性

Key Words : Anti-corrosion paint
Steel structure
Coating peeling
Coefficient of linear expansion
Environmental barrier properties

Development of Peel-Suppressing Paint with High Barrier Propertie

Shikoku Research Institute, Inc., Chemical and Biological Technologies Department
Toshihiko Sakaguchi, Hideki Otori and Shuji Nishimori

Abstract

Two factors that determine the durability of anticorrosion coatings are adhesion and barrier properties. For adhesion, lowering the coefficient of linear expansion of the coating film is effective. Furthermore, by focusing on the coefficient of linear expansion of the coating film, it is now possible to achieve both adhesion and barrier properties, which have conventionally been in a trade-off relationship. Therefore, we have developed a new paint with environmental barrier properties equivalent to those of paints for underwater areas, in addition to its peel suppressing function. In this paper, we report a comparison of the performance of the developed product with that of conventional products.

1. はじめに

屋外構造物における長期の防食耐久性は、防食塗膜の長期の遮断性と長期の付着性（耐剥離性）で決まる。すなわち、長期間屋外環境に曝された後の遮断性が高ければ高い程、付着性（耐剥離性）が高ければ高い程、その防食塗膜の防食耐久性は優れている。

我々はこれまで、実機で散見される塗膜剥離に対応するため、長期付着性維持の観点から複数の塗料メーカーと共同で検討を行い、その成果として、塗膜の温度変化に対する寸法安定性を示す物性値である線膨張係数 α を低減するというアプローチで設計した剥離抑制型塗料（以下、低 α 塗料と略す）を開発した^{1,2)}。

今般、この線膨張係数に着目した塗膜剥離抑制型塗料の塗料設計をさらに改良し、従来塗料に比べ、遥かに遮断性に優れ、かつ塗膜剥離を抑制した、長期防食耐久性に優れた塗料（以下、高遮断低 α 塗料と略す）を開発した。本稿では、高遮断低 α 塗料の性能評価試験結果について報告する。

2. 高遮断剥離抑制型塗料の開発

塗膜剥離に影響を及ぼすと考えられる塗膜物性としては、線膨張係数、ガラス転移温度、弾性率が挙げられる。従来の設計手法では、塗膜内応力の緩和を目的としてガラス転移温度や弾性率を低減させることが多かったが、これは同時に塗膜の遮断性の低下を招くことも多いため、防食塗膜の設計としては望ましくない面もあった。

一方、塗膜の線膨張係数を下げる手法では、塗膜内応力の緩和が可能であり、かつ環境遮断性の低下を必ずしも伴わない。

以上の知見を踏まえ、線膨張係数を低減して剥離抑制機能を確保しつつ、遮断機能を可能な限り向上させた高遮断低 α 塗料（図1）を開発した³⁾。

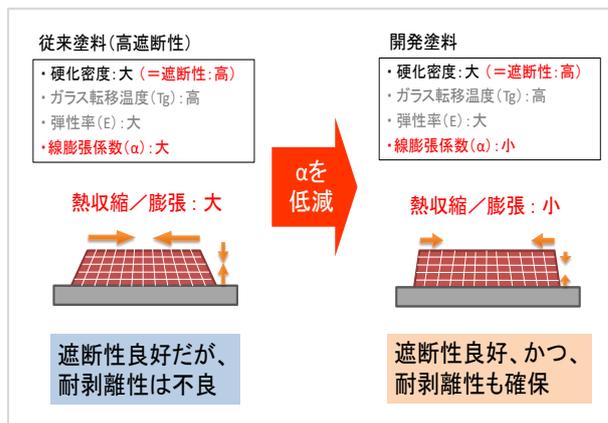


図1 高遮断性を有する剥離抑制型塗料

3. 高遮断剥離抑制型塗料の性能評価

本稿では、高遮断低 α 塗料のうち、特に鋼構造物の塗替え補修の下塗としての適用を想定した弱溶剤タイプ（弱溶剤形変性エポキシ樹脂塗料）の性能について述べる。

3.1 付着性（剥離抑制性能）

開発塗料等の長期における剥離抑制性能の評価として、各塗膜の線膨張係数及び耐剥離性試験結果を表1に示した。

表1 塗膜の線膨張係数測定結果及び耐剥離性試験結果

	開発塗料				従来塗料	
	高遮断低 α 塗料		低 α 塗料		従来屋外向け塗料	
塗膜の線膨張係数 ($\times 10^{-5}/^{\circ}\text{C}$)	2.89		2.50		3.94	
耐剥離性試験結果 (試験片外観 (※1))	塗装仕様	単膜系	塗装系	単膜系	塗装系	塗装系
	試験片					
	サイクル数	30サイクル	30サイクル	30サイクル	30サイクル	10サイクル

※1 各試験片8か所あるカット部からの剥離範囲を黒マジックで示した。

耐剥離性試験は、株式会社高速道路総合技術研究所殿発行「NEXCO 試験方法第4編 構造関係試験方法」に規定される試験法 443-2020「塗料の耐はく離性試験方法」^{4,5)}に基づき実施した*。

従来塗料は僅か 10 サイクル時点で著しい塗膜剥離を生じ、一方、高遮断低α塗料や低α塗料は、30 サイクル後においても試験経過に伴う剥離の進展が極めて小さく、塗膜耐久性を決める要素の一つである長期の付着性を高水準で維持可能であることを確認できた。

* 2023年10月のNEXCO要領改訂において、本試験方法は「試験法443-2023」に更新されている。更新後の試験法を適用した場合も、本稿記載の結果と同傾向の結果が得られる。

表2 塗膜の水蒸気透過量測定結果

開発塗料	従来塗料	
	従来屋外向け塗料	従来没水部向け塗料
高遮断低α塗料	9.24	1.12

(g/(m²・24h))

3.2 遮断性

(1) 塗膜の水蒸気透過量測定

開発塗料等の遮断性能の指標として、各塗膜の水蒸気透過量を測定した結果を表2に示した。

なお、水蒸気透過量の測定方法については、JIS Z 0208「防湿包装材料の透湿度試験方法（カップ法）」に準じて行い、評価対象となる塗膜片に関してはいずれも乾燥膜厚200μmとした。

測定結果より、高遮断低α塗料は従来没水部向け塗料と同等の低い透過性、すなわち優れた遮断性を示し、水蒸気の透過を従来屋外向け塗料の1/10以下に低減していることを確認した。

(2) 腐食促進試験

また、遮断性向上による塗膜性能への影響を評価するために、供試塗料3種について各種腐食促進試験を2020年から順次実施している³⁾。試験仕様を表3に示した。

表3 各種腐食促進試験の試験仕様

試験種	試験条件	供試膜厚	試験時間
① 耐湿性（連続結露法）	JIS K5600-7-2 回転式 50°C/95%RH以上	120μm	10080h(14か月)
② イオン交換水浸漬	JIS K5600-6-1 方法1（浸漬法） 液温 23°C	120μm	7920h(11か月)
	液温 60°C	120μm	7920h(11か月)
④ 塩水浸漬	JIS K5600-6-1 方法1（浸漬法） NaCl 5%aq. 液温 23°C	120μm	7920h(11か月)
	NaCl 5%aq. 液温 60°C	120μm	2520h(3.5か月)
⑥ 複合サイクル防食性	JIS K5600-7-9 付属書1 サイクルD 塩水噴霧、湿潤、乾燥 (30°C~50°C、6h/サイクル)	60μm(※1)	6120h(8.5か月)
⑦ 耐中性塩水噴霧性	JIS K5600-7-1 35°C、5%aq.	60μm(※1)	6120h(8.5か月)
⑧ 暴露防錆性	NEXCO試験法404 沖縄県伊計島	120μm(※2)	未評価(2021年下旬から暴露)

※1 塗装系も供試したが、いずれの試験片も一般部変状無しのため本稿では割愛
 ※2 有機Zn 75μm層あり

表4 各種腐食促進試験における耐久時間

試験種	耐久時間(※1)			倍率【A/B】(※2)
	高遮断低α塗料【A】	従来屋外向け塗料【B】	従来没水部向け塗料	
① 耐湿性	> 10080h	720h	> 10080h	> 14.0倍
② イオン交換水浸漬(23°C)	> 7920h	> 7920h	> 7920h	-
③ イオン交換水浸漬(60°C)	> 7920h	720h	2160h	> 11.0倍
④ 塩水浸漬(23°C)	> 7920h	720h	> 7920h	> 11.0倍
⑤ 塩水浸漬(60°C)	> 2520h	720h	720h	> 3.5倍
⑥ 複合サイクル防食性	5040h	2160h	3960h	2.3倍
⑦ 耐中性塩水噴霧性	3600h	720h	1440h	5.0倍

※1 「>」は、まだ変状が無く当該耐久時間以上の結果が期待できることを示す。
 ※2 「-」は、高遮断低α塗料と従来塗料の差が確認されておらず、現時点では比較不可であることを示す。

試験片はブラスト処理鋼板（寸法：70×150×t3.2mmまたは150×300×t3.2mm、除錆度：ISO Sa2 1/2以上、表面粗さ：Rzjis25 μ m）を使用し、各塗料をエアスプレー塗装にて24時間間隔で塗装した。最終層塗装完了後、23℃/50%RH環境下にて7日間養生し試験片とした。また、試験片の裏面及び周囲は、試験に影響がないよう評価塗料で塗り包んだ。

各種促進試験結果として、高遮断低 α 塗料及び従来屋外向け塗料の耐久時間を表4に示した。ここで耐久時間とは、試験片一般部において塗膜変状（錆または膨れ）が認められた試験時間である。なお、試験⑧（屋外暴露防錆性）については、まだ評価結果が得られていないため省いた。

高遮断低 α 塗料は、遮断性の目標とした従来没水部向け塗料と同等以上、また、従来屋外向け塗料と比較して非常に優れた耐久性を示した。

4. 高遮断剥離抑制型塗料の錆面耐久性

4.1 遮断性と塗膜劣化速度の関係

既往の報文⁶⁾において、遮断性が異なる種々の塗装仕様（表5）について、錆面に適用した場合の塗膜劣化速度が検討されている。

表5 各検討仕様の水蒸気透過量

仕様	総膜厚 (μ m)	水蒸気透過量 ($g/(m^2 \cdot 24h)$)
従来仕様	200	1.8819
従来仕様(厚膜)	340	1.2251
従来仕様(超厚膜)	480	1.1999
環境遮断仕様	220	1.0483
環境遮断仕様(厚膜)	350	0.8336

水蒸気透過量測定は JIS Z 0208 に準じて実施

具体的には、著しく腐食した実機鉄骨部材を切り出したものを試験片素地として用い、従来塗料、錆浸透性塗料、環境遮断性塗料を組み合わせた各種塗装仕様の防食性を比較したところ、環境遮断性を高めた仕様が特に防食性良好（腐食進展速度が遅い）との結果が示されている。さらに、錆面塗装においては、塗膜の水蒸気透過量と塗膜劣化速度には正の相関がみられることが報告されている（図2）。

以上を踏まえると、本稿で扱う高遮断低 α 塗料についても錆面適用時の耐久性が優れるものと考えられ、試験で確認することとした。

4.2 錆鋼板素地を適用した腐食促進試験

本稿で扱う高遮断低 α 塗料を錆面に塗装した場合の腐食耐久性を塩水噴霧試験により確認した。

試験片素地としては、ブラスト鋼板を20か月間にわたって屋外暴露した錆鋼板に対して4種ケレン相当処理（錆取りたわしを用いた手ケレン）を適用して素地調整したもの（写真1右側）を用いた。ケレン後の錆厚は40 μ m程度であった。

供試塗料は、弱溶剤形の高遮断低 α 塗料と従来変性エポキシ樹脂塗料、また、強溶剤形の高遮断低 α 塗料と従来エポキシ樹脂塗料の計4種とした。

塗装は、弱溶剤形については60 μ m×2回（1day1coat）、強溶剤形については120 μ m×1回にて行った。

塗装後、2週間の常温養生を行い、塩水噴霧試験（JIS K 5600-7-1）に供した。

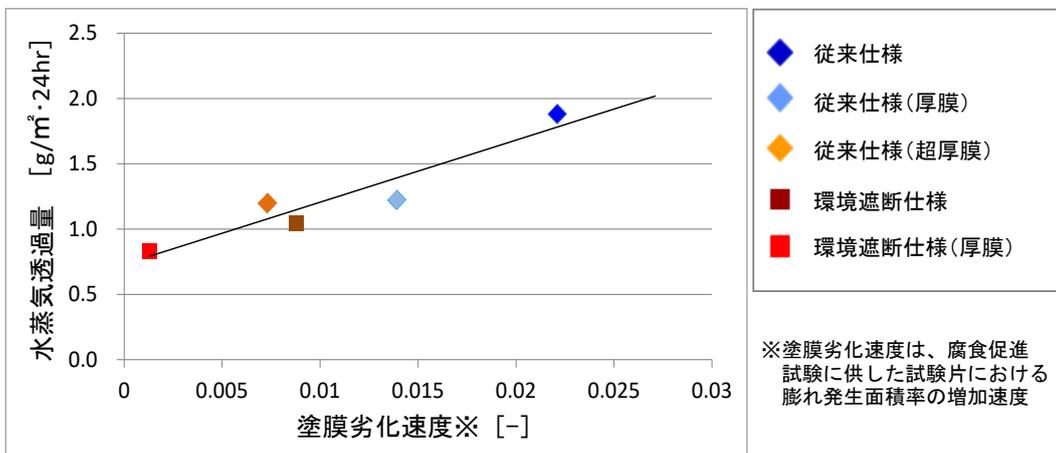


図2 塗膜の水蒸気透過量と劣化速度の関係

表 6 腐食促進試験結果（塩水噴霧 2000h）



写真 1 4種ケレン鍍鋼板

供試塗料	高遮断低 α 塗料		従来(変性)エポキシ塗料	
	弱溶剤形	強溶剤形	弱溶剤形	強溶剤形
試験片 外観				
錆	無し	無し	顕著	有り
膨れ	若干有り	無し	顕著	有り

腐食促進試験として実施した塩水噴霧試験（試験時間：2000時間）の結果を表6に示した。

高遮断低 α 塗料は、弱溶剤形は若干の膨れのみ、強溶剤形は変状無しであり、比較的良好な状態を保っていた。一方、従来変性エポキシ樹脂塗料については、弱溶剤形、強溶剤形ともに錆・膨れがみられ、特に弱溶剤形塗料の変状が顕著であった。高遮断低 α 塗料は、特に鍍面用の塗料として有用であることが示唆された。

5. まとめ

塗膜の線膨張係数に着目した塗料設計により、高遮断剥離抑制型塗料（高遮断低 α 塗料）を開発した。高遮断低 α 塗料の性能評価として、付着性（耐剥離性）や遮断性を確認したところ、従来屋外向け塗料と比較して優れた結果を示した。さらに、鍍板素地を用いた腐食促進試験を行い、高遮断低 α 塗料の優れた鍍面耐久性を示唆する結果を得た。

【謝辞】

高遮断低 α 塗料は、大日本塗料株式会社殿と当社の共同開発品です。また、本稿3.は株式会社高速道路総合技術研究所殿との共同研究成果、4.1は三菱ケミカル株式会社殿との共同研究成果です。関係各位のこれまでの精力的な活動に深く感謝申し上げます。

【参考文献】

- 1) 清水悠平：耐はく離性を向上させた防食塗料の開発，大日本塗料株式会社 DNT コーティング技報 No.19（2018）
- 2) 西森修次：線膨張係数に着目した塗料の今後の展望，（一社）日本鋼構造協会，第41回鉄構塗装技術討論会発表予稿集（2018）
- 3) 山内健一郎：高遮断性を有する剥離抑制型変性エポキシ樹脂塗料の開発，（一社）日本鋼構造協会，第44回鉄構塗装技術討論会発表予稿集（2021）
- 4) NEXCO 試験方法 第4編 構造関係試験方法 令和2年7月，東日本高速道路(株)，中日本高速道路(株)，西日本高速道路(株)（2020）
- 5) 関島竜太：NEXCO はく離抑制型変性エポキシ樹脂塗料下塗（P-28）～試験法 443-2020 塗料の耐はく離性試験方法～，（一財）日本塗料検査協会，日塗検ニュース No.142（2021）
- 6) 東 貴也：鍍面塗装に於ける劣化因子の考察および最適な塗装方法の提案，（一社）日本鋼構造協会，第41回鉄構塗装技術討論会発表予稿集（2018）

最後に執筆者、編集ならびに審査にあられた方々のご協力に対して厚くお礼申し上げます。

研究期報 第119号 (無断転載を禁ず)

編集兼発行人 塚 本 正 敏
株式会社四国総合研究所

発 行 株式会社四国総合研究所
〒761-0192
香川県高松市屋島西町 2109 番地 8
T E L (087) 843-8111
E-mail jigyo_kanri@ssken.co.jp