

流れ加速型腐食に及ぼす局所流動状況の影響
— 玉形弁下流における腐食速度 —

Effects of Local Flow Field on Flow Accelerated Corrosion
— Corrosion Rate downstream of a Globe Valve —

長屋 行則 (Yukinori Nagaya) 歌野原 陽一 (Yoichi Utanohara)
中村 晶 (Akira Nakamura) 村瀬 道雄 (Michio Murase)



株式会社 **原子力安全システム研究所**

Institute of Nuclear Safety System, Incorporated

〒919-1205 福井県三方郡美浜町佐田64号

Tel 0770-37-9100 Fax 0770-37-2008

URL <http://www.inss.co.jp>

流れ加速型腐食に及ぼす局所流動状況の影響 —玉形弁下流における腐食速度—

Effects of Local Flow Field on Flow Accelerated Corrosion
— Corrosion Rate downstream of a Globe Valve —

長屋 行則 (Yukinori Nagaya)*¹

歌野原 陽一 (Yoichi Utanohara)*¹

中村 晶 (Akira Nakamura)*¹

村瀬 道雄 (Michio Murase)*¹

要約 流れ加速型腐食 (Flow Accelerated Corrosion: FAC) は、プラントの経年劣化の重要課題のひとつである。この研究では、玉形弁下流を対象に電気抵抗法を用いた腐食速度測定を行った。測定には、高温高压実験ループを用い、試験部は配管内径 50 mm、水温は 150 ± 1 °C 以内に制御した。測定では、2通りの条件での腐食速度測定を実施した。最初の試験 (Run1) では、流速条件を 4.24 m/s 一定とし、弁下流での局所的な腐食速度分布を把握した。次の試験 (Run2) では、試験中に流速を 4.24 から 5.66 m/s に変更した。それらの結果、玉形弁下流における腐食速度分布は、管の周方向に非対称な分布となり、弁下流 2D の距離の配管上側壁面において最大の腐食速度となった。流速を 4.24 から 5.66 m/s に増加させた場合、最大の腐食速度となった弁下流 2D の距離の配管上側壁面のセンサのみで腐食速度が増加し、その他の位置のセンサでは増加傾向が確認できなかった。非定常 RANS 計算の結果、壁面せん断応力の周方向分布は、弁出口から 2.5D までの区間において、上側壁面での値が大きくなった。このことは、腐食速度の周方向分布の傾向と一致する。

キーワード 流れ加速型腐食, 玉形弁, 腐食速度, 電気抵抗法,

Abstract In this study, in order to evaluate the effects of flow field on corrosion rate due to flow accelerated corrosion (FAC), the corrosion rate downstream of a globe valve was measured using the electric resistance method. The diameter of these pipe was 50 mm, and the temperature of water was controlled within 150 ± 1 deg-C. In these measurements, we carried out the two cases of measurement. In first case (Run1), we kept flow velocity condition at 4.24 m/s. In second series (Run2), we changed flow velocity condition from 4.24 to 5.66 m/s. In these results, the distributions of FAC rates downstream of the globe valve were asymmetrical to the center axis in circumferential direction of the pipe, and the peak of FAC rate was at 2D downstream from the valve. Increasing the mean velocity from 4.24 to 5.66 m/s during the test period, FAC rates of the upper sensor at 2D downstream was only increased, but the other sensors were not increased. In the numerical simulation by unsteady RANS, the circumferential distribution of the wall shear stress had the largest values on the upper pipe walls in the region below 2.5 D downstream from the valve exit. This tendency agreed with that of FAC rates.

Keywords Flow accelerated corrosion, Globe valve, Corrosion Rate, Electric resistance method

1. はじめに

流れ加速型腐食 (Flow Accelerated Corrosion: FAC) は、火力、原子力、化学プラントにおける配管減肉の一要因として知られている。日本機械学会は 2005 年に「発電用設備規格 配管減肉管理

に関する規格」⁽¹⁾を制定し、FAC と液滴衝撃エロージョンによる配管減肉に対して、民間規格として統一した管理方法を定めた。FAC による腐食速度は、環境 (温度, pH, 溶存酸素量などの水質), 材料 (炭素鋼のクロムなどの含有量), 流れ (配管形状, 流速) などの種々な因子によって影響される。

*1 (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

FACのメカニズムは、金属表面に形成された酸化皮膜の溶解と、流れによる鉄イオンの拡散によるという説が一般的である⁽¹⁾。これまで、FACの腐食速度に対する、温度⁽²⁾⁽³⁾、pH⁽⁴⁾、溶存酸素量⁽⁵⁾⁽⁶⁾、流速⁽³⁾などの影響が報告されている。Keller⁽²⁾は、弁などの配管要素がFACに及ぼす影響について報告した。腐食メカニズムのモデルと評価式^{(7)~(10)}がいくつか提案され、海外では、米国電力研究所(EPRI)で開発されたCHECWORKS⁽¹¹⁾、フランス電力会社(EDF)で開発されたBTR-CICERO⁽¹²⁾などが減肉評価に用いられている。しかしながらこれらのコードは、減肉速度の具体的な評価手法が開示されていない場合が多く、また、実機の減肉速度を精度よく予測できる段階に至っていない。

プラントの系統の中で減肉の起こりやすい部位としては、配管の流路断面積を変化させるような弁、オリフィス、レデューサ、デフューザが挙げられ、また流れの方向を変化させるようなエルボ、ベント、分岐、合流管が挙げられる。これらの配管要素による流れの変化は、その下流にある直管や弁、エルボといった同様の部位における腐食速度にも影響を与えたと考えられる。現在、FACに及ぼす流れ因子の影響を解明し、その影響の程度を定量的に評価することを目的とした研究が多数行われており、オリフィス⁽¹³⁾や堰⁽¹⁴⁾といった比較的単純な形状での腐食速度測定も行われている。

著者らは、FACに及ぼす局所的な流れの影響を調査するために、これまで基礎的な配管形状としてオリフィス下流を対象に、流れ場の計測および数値解析により局所流れ場を把握するとともに、腐食速度測定を実施し、流れ場と腐食速度との関係について検討を進めてきた^{(15)~(19)}。また、数値解析による実機プラント配管内の流れの評価を目的に、玉形弁下流を対象とした流れ場の計測と数値解析の検討を進めている⁽²⁰⁾。本報告では、玉形弁下流を対象に腐食速度測定を実施し、局所的な腐食速度分布を把握するとともに、数値解析で得られた流動パラメータとの比較を行った。

2. 実験方法

2.1 実験装置

図1に実験装置の概要を示す。実験装置は、温水タンク・試験体・循環ポンプ・配管で構成される流

動ループと、窒素加圧装置、水質調整系、水質測定系で構成される。

温水タンクは、温度200℃、圧力は2MPaまで使用可能である。循環ポンプは、インバータ制御のポンプを使用しており最大流量48m³/hまで流量制御が可能である。また、ループの温度は、温水タンクに設置されている電気ヒータ(10kW×2)により加熱することにより昇温する。当該ヒータは、温度制御器により設定温度±1℃の精度で温水タンク温度を制御可能である。温水タンク・循環ポンプ・配管はステンレス鋼製であり、試験体を除いた流動ループでのFAC発生は考慮する必要はない。系統の圧力調整に使用している窒素ポンプは、純窒素(純度:99.999%)を使用しており、系統加圧による溶存酸素濃度への影響を排除している。

水質調整系として、給水処理用の脱酸素装置・イオン交換樹脂ユニット、薬品注入用のタンクおよび薬注ポンプが3組あり、ヒドラジン・希硫酸・アンモニアを注入可能である。脱酸素装置は給水時に使用する他に、水張り後の系統水に対しても脱酸素処理に使用するために主系統からの通水ラインを設けている。

水質測定系では、手分析のための採水ラインがあるほか、溶存酸素分析計と導電率計が設けてあり、常時モニタリングが可能である。水質測定系は、FACにおいて影響が大きいとされるpH、溶存酸素濃度、鉄濃度に異常な変化がないか監視しており、pHと鉄濃度の測定は適宜採水したサンプル水を窒素雰囲気中で手分析により行っている。表1に水質測定機器仕様を示す。

2.2 試験体

今回の腐食速度測定で使用した試験体の構成と主な寸法を、図2に示す。試験体は、玉形弁流路形状を模擬したモジュール(図3参照)と、腐食速度センサ(測定原理については後述)を備えた配管から構成されている。玉形弁モジュールは、ステンレスブロックを上部水室と下部水室に分けて流路形状を削りだし、仕切り板およびケージを挟み込む構造となっており、加工精度は公差0.1mm以下である。玉形弁内の流れは、上部水室から8個のケージ穴を経由し、下部水室に向かう流れとなる。ケージの配置は図3(b)に示すとおり、流れ方向に対しケージ穴が正対するように配置した。

玉形弁上流および下流配管は、内径 $D = 50\text{mm}$ の SUS304 製の円管であり、上流側配管（長さ 650mm）には、玉形弁出口位置から上流 340mm の位置に腐食速度センサを周方向 2 箇所を設置しており、直管部の腐食速度を測定する。下流側配管（長さ 350mm）には、下流 100, 150, 200, 250mm の位置に腐食速度センサを合計 12 箇所設置しており、玉形弁下流での腐食速度の分布を測定する。

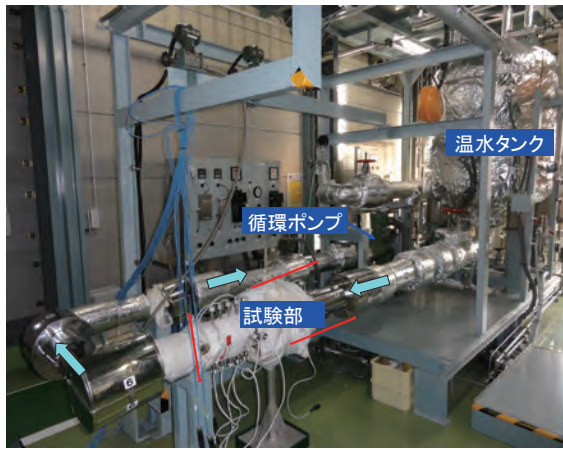
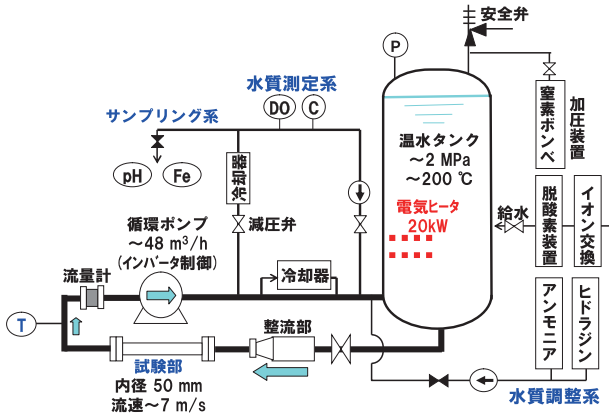


図1 局所熱流動実験装置の概要

表1 水質測定機器仕様

測定機器	製造者	型式	仕様
溶存酸素分析計	日機装株式会社	7115-22型	測定範囲: 0~20 / 0~200ppb 隔膜型ポーラログラフ式
導電率計	日機装株式会社	9792型	測定範囲: 0~0.2/2.0/20.0mS/cm
pHメータ	株式会社堀場製作所	D-51	ガラス電極法 分解能: 0.01pH
鉄濃度計	HACH CAMPANY	Pocket Colorimeter II	TPTZ法 精度: $1.0 \pm 0.02\text{mg/L Fe}$ 検出限界: 0.01mg/L Fe

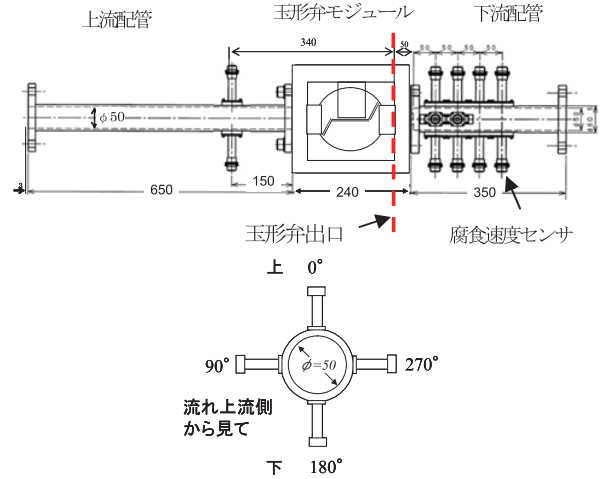
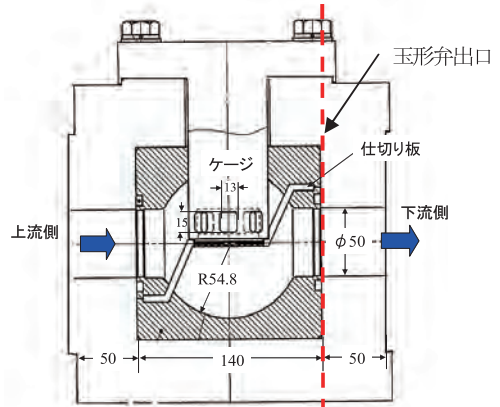
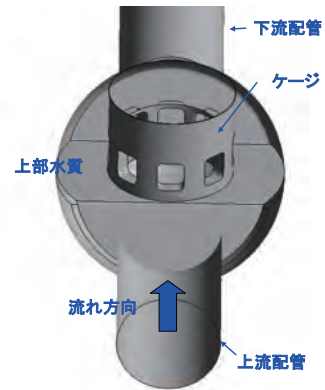


図2 腐食速度測定試験部



(a) 中央断面図 (流れ方向一鉛直方向断面)



(b) ケージの配置

図3 玉形弁の形状

2.3 腐食速度センサの測定原理

腐食速度センサの取付方法を図4に示す。腐食速

度センサは、図4のように炭素鋼製の試験片を配管内表面に段差がないように露出させ、絶縁材の樹脂で固定している。試験片の両端に取り付けられたリード線により外部から電気抵抗を測定する構造となっている。配管内表面に露出した試験片は、腐食の進行により試験片厚さが減少することとなるが、試験片厚さの減少に伴う断面積の減少により、電気抵抗が増加する。この電気抵抗の変化を計測することにより、厚みの変化を測定する。

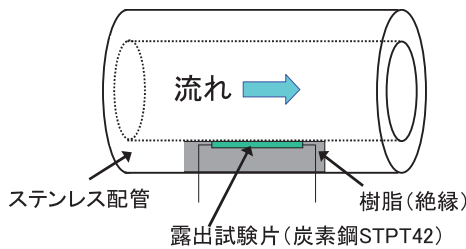


図4 腐食速度センサ取付方法

金属の電気抵抗は、次式で与えることができる。

$$R = \rho \frac{L}{S} \quad (1)$$

R は電気抵抗 [Ω], ρ は電気抵抗率 [Ωm], S は試験片の断面積 [m^2], L は長さ [m]である。

直方体形状の抵抗を考えた場合、幅 w , 厚み d とすると断面積 $S = w \cdot d$ となり、式(1)は厚さ d を求める形に変形することができる。

$$d = \rho \frac{L}{wR} \quad (2)$$

電気抵抗率 ρ , 長さ L および幅 w が既知であれば、電気抵抗 R を測定することにより、その時々試験片の厚さ d を求めることができる。試験片の大きさは、測定対象箇所への設置、センサの感度等を考慮して、図5のとおりとしている。

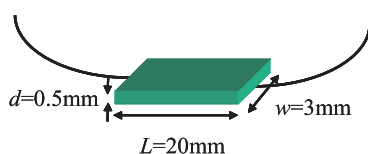


図5 露出試験片の初期形状

電気抵抗率 ρ は温度依存性があり、試験条件である 150°C での電気抵抗値は、常温 20°C 時と大きく異なるが、次式の温度補正式により近似的に算出することができる。

$$\rho_t = \rho_{t_0} \{1 + \alpha(t - t_0)\} \quad (3)$$

ここでは ρ_t は温度 t の時の電気抵抗率、 ρ_{t_0} は温度 t_0 時の電気抵抗率、 t_0 は基準温度、 α は抵抗温度係数である。

炭素鋼の電気抵抗は炭素の含有量等の組成により違いがあるため、まず、電気抵抗率 ρ はセンサ製作時の初期抵抗から算出した。センサ初期抵抗は、センサ毎に若干のばらつきはあるものの厚さ $500\mu\text{m}$ で $R = 2.11 \pm 0.1\text{m}\Omega$ であり、常温 $t_0 = 20^\circ\text{C}$ とすると電気抵抗率は $\rho_{20} = 1.58 \times 10^{-7} \Omega\text{m}$ 程度となる。抵抗温度係数 α については、腐食速度測定の上昇時のセンサの電気抵抗の変化と、水温との関係から算出した。その結果、抵抗温度係数 α は、 $0.00381 [1/^\circ\text{C}]$ であった。式(3)に 20°C での電気抵抗率 ρ_{20} と、抵抗温度係数 α を代入すると次式となる。

$$\rho_t = 1.58 \times 10^{-7} \{1 + 0.00381(t - 20)\} \quad (4)$$

腐食速度測定時の温度 $t = 150^\circ\text{C}$ 時、電気抵抗率 $\rho_{150} = 2.63 \times 10^{-7} \Omega\text{m}$ となり、

$$d = \rho_{150} \frac{L}{wR} = 2.63 \times 10^{-7} \frac{20 \times 10^{-3}}{3 \times 10^{-3}} \frac{1}{R} = \frac{1.75 \times 10^{-6}}{R} \quad (5)$$

露出試験片の電気抵抗 R を一定時間毎に測定することで、試験片厚み d の単位時間当たりの変化量である腐食速度を算出することができる。

2.4 計測システム

電気抵抗の計測システムおよび計測回路図をそれぞれ図6、図7に示す。計測システムは、腐食速度センサ、データ収集装置およびパソコンで構成されており、データ収集装置には12台のCorrOcean製データロガー(製品名: CorrLog)が収納されており、腐食速度センサの抵抗を計測することが可能である。パソコンには、CorrLog用計測ソフト「MultiTrend」をインストールしており、計測データのログ管理、計測システムの監視およびオンラインでのモニタリングが可能である。

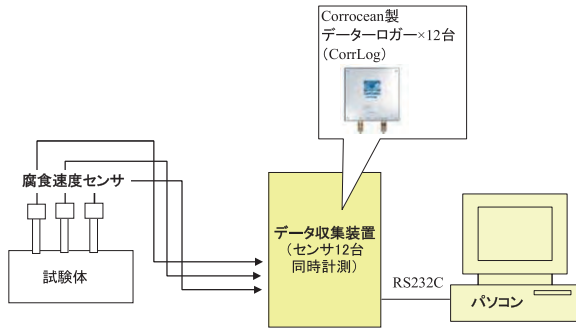


図6 電気抵抗計測システム

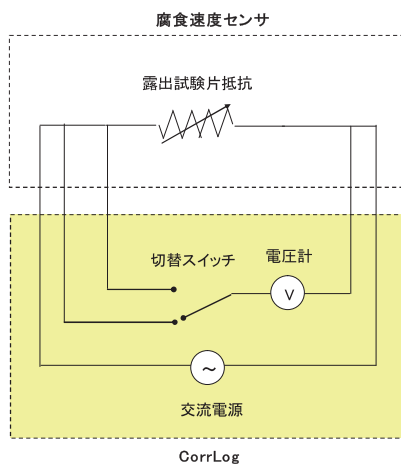


図7 電気抵抗計測回路図

2.5 試験条件

腐食速度測定 (Run 1, Run 2 とする) の試験条件を表 2 に示す。実験装置には、試験進行に伴い溶出する鉄イオンを除去するための浄化装置が備えられていないため、試験時間は系統水の昇温を含め 2 週間を目安に実施した。Run 1 での流速条件は試験期間を通じ 4.24 m/s である。今回、流速条件が異なる試験として、Run 2 では試験期間途中で管断面平均流速 U_{ave} を 4.24 から 5.66 m/s に変化させた。系統圧力は約 1.5 MPa、温度はほぼ 150 °C に維持しており、キャビテーションが発生しない条件としている。溶存酸素濃度については、給水時および低温時ループ水の脱酸素装置通水により 20 ppb 以下に低減した後、昇温することにより、ヒドラジンを追加することなく 150 °C 時点で 1 ppb 以下に下げることができている。また、これまでの試験では、薬液

注入による pH 調整は行っておらず、各試験期間中の pH はそれぞれ 7.4, 7.2 とほぼ中性であった。鉄濃度は、流れ加速型腐食による腐食量に影響する可能性のあるパラメータと考えられることから、鉄濃度の飽和による腐食速度の鈍化を監視する目的でデータを採取している。

表 2 腐食速度測定の実験条件

	Run1	Run2	
管断面平均流速 [m/s]	4.24	(1): 4.24	(2): 5.66
温度 [°C]	149.4	149.4	
溶存酸素濃度 [ppb]	0.1 (0~0.1)	0.3 (0.1~0.5)	
pH	7.4 (7.3~7.5)	7.2 (6.8~7.6)	
鉄濃度 [ppm]	0.09 ~ 0.14	0.18 ~ 0.20	0.11 ~ 0.23
測定時間 [hour]	26	23	97
腐食速度センサ材質	炭素鋼 STPT 42	Ni; 0.02%, Cr; 0.04%, Mo; 0.01%	

2.6 数値計算方法

数値計算には ANSYS 社の汎用熱流体解析ソフトウェア CFX 11 を使用した。表 3 に計算条件の詳細を示す。計算領域の長さは約 20D で、流入境界は弁上流 2D、流出境界は弁下流約 15D に設置した。乱流モデルには、Baseline レイノルズ応力モデル (BSL-RSM) を用いた。

本計算で用いた計算メッシュを図 8 に示す。また、表 4 にメッシュ数を示す。図 8(a) に示すように、上流管および弁本体ではテトラメッシュ (四面体メッシュ)、下流管ではヘキサメッシュ (六面体メッシュ) を使用している。壁面から第 1 格子点では y^+ が 100 以下になることを確認している。

玉形弁下流といった流路形状が複雑で非定常性の強い流れ場の場合、計算解は 1 つの解に収束することなく、計算の反復回数に応じて変動する⁽²⁰⁾ことから、非定常 RANS 計算を行ない、その結果を時間平均処理をすることで、時間平均値を求めた。

表3 計算条件

作動流体	水 (150°C, 1.5 MPa)	
	密度	917.6 kg/m ³
	粘性係数	1.827×10 ⁻⁴ Pa·s
乱流モデル	BSL-RSM	
時間	解法	2次精度オイラー後退
	タイムステップ	0.01~0.05 s
対流項差分	2次精度風上差分	
境界条件	流入	30, 40 m ³ /h (4.24, 5.66 m/s), 一様流速
	流出	圧力境界(平均静圧0 Pa)
	壁面	壁関数(一般化対数則)

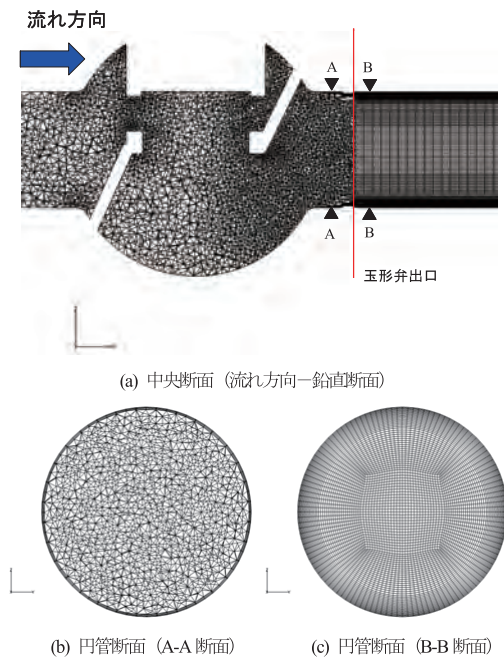


図8 計算メッシュ

表4 メッシュ数

上流管および弁本体			下流管	合計
テトラ	ピラミッド	プリズム	ヘキサ(円管断面メッシュ数)	
657,808	637	4,574	1,140,000 (5,700)	1,803,019

3. 実験結果と考察

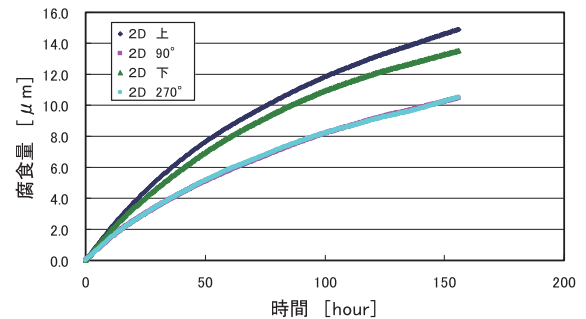
3.1 玉形弁下流における腐食速度分布

図9に、Run 1における下流2Dでの腐食量の推移を示す。20分間隔で測定した電気抵抗値から、式(5)により露出試験片の腐食量を求めた。

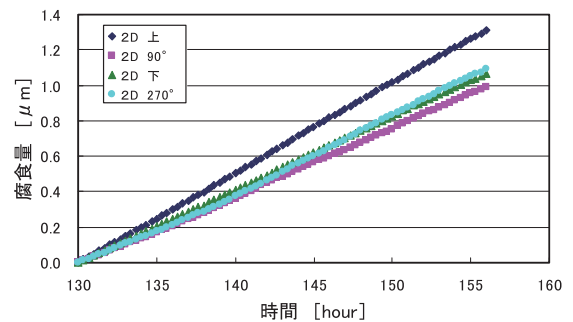
図9(a)を見ると、測定開始後130時間あたりまで、上に凸の曲線を描いており、曲線の勾配が時間の経過とともに減少している。Run1では、腐食速度センサ表面は、金属表面から試験を開始している。

測定初期段階は、酸化被膜のない状態から酸化被膜が形成される過程に当たり、時間の経過とともに被膜が徐々に厚くなることで、腐食速度が減少していると考えられる⁽²¹⁾。測定開始後130時間以降は、図9(b)に示すとおり、腐食量がほぼ直線的に変化していることから、腐食速度センサ表面状態が安定したと考え、最小二乗法により近似直線の傾きからRun1における腐食速度を求めた。

図10に、Run1における流れ方向の腐食速度分布を示す。玉形弁下流2D以降の腐食速度分布は、下流に行くに従い低下する結果となった。また、管周方向の分布は、管軸に対し非対称性を持ち、弁下流2Dの距離の上側壁面で最大の腐食速度となった。



(a) 昇温完了直後から156時間まで



(b) 昇温完了後130時間~156時間の拡大

図9 試験中における腐食量の推移 (Run1, 弁出口下流2D)

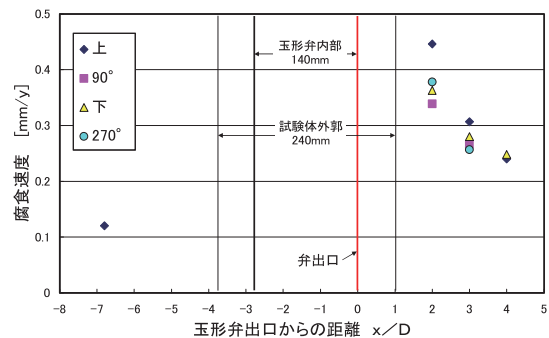
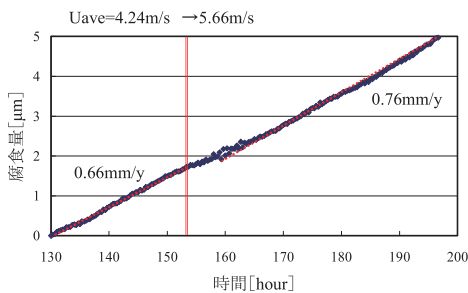


図10 玉形弁下流における腐食速度分布

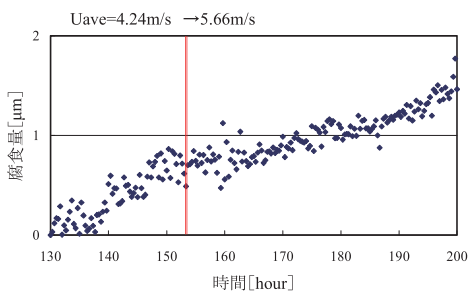
3.2 流速を変化させた場合の腐食速度の変化

図 11 に、Run 2 における腐食量の推移を示す。センサ表面の初期状態の違いが測定結果のばらつきに影響すると考えられる。Run2 では、Run1 とセンサ初期状態を同一とするために、センサ表面を研磨した状態で試験を開始した。Run1 と同様に、試験開始から 130 時間までは、腐食速度センサ表面状態が安定するまでの期間と考え、130 時間以降のデータを評価の対象とした。

図 11(a) は、玉形弁下流 2D の上部における腐食量の推移であるが、Run2 では、測定開始後 153 時間で U_{ave} を変化させており、 $U_{ave}=4.24$ m/s の時の腐食速度は 0.66 mm/y、 $U_{ave}=5.66$ m/s に変更後約 7 時間の遷移期間の後、腐食速度は 0.76 mm/y となった。しかしながら、玉形弁上流 6.8D では、 U_{ave} の増加による、腐食速度の増加傾向は見られなかった。このような腐食速度に対する流速依存性の違いは、オリフィスを対象とした腐食速度測定においても確認されている⁽¹⁷⁾。図 12 に Run2 における腐食速度分布を示す。腐食速度分布の傾向は、Run1 と同様に、下流 2D の距離上側で最大となり、下流に行くに従い低下した。また、 U_{ave} を増加させた場合の腐食速度の変化は、腐食速度が最大となる箇所である弁下流 2D 上部で増加したものの、その他の位置では増加傾向は見られなかった。



(a) 玉形弁下流 2D, 上



(b) 玉形弁上流 6.8D

図 11 試験中における腐食量の推移 (Run2)

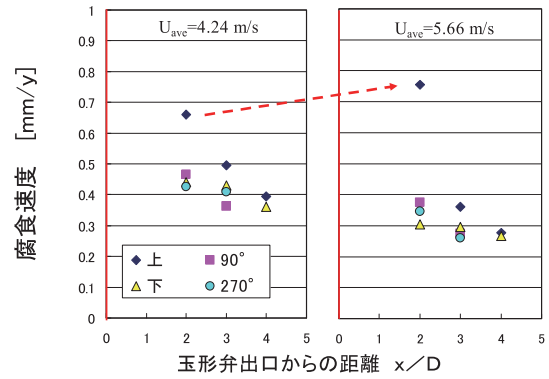


図 12 玉形弁下流における腐食速度分布の変化 (Run2)

3.3 腐食速度分布と壁面せん断応力の比較

図 13 に、数値流動解析で算出した壁面せん断応力の分布を示す。非定常 RANS 計算で算出した瞬時の壁面せん断応力の値を、時間平均処理したものである。流速条件は $U_{ave}=4.24$ m/s であり、水温は試験条件と同じ 150°C である。ケージの配置は、図 3(b) のように流れ方向に対しケージ穴を正対に配置した。図 13 では、壁面せん断応力分布は弁下流 0.7D 付近で最大値となり、下流に進むに従い徐々に減少していく結果となった。また、弁出口 0.4D から 2.5D までの区間では、上側の壁面せん断応力の値が有意に大きい。次に、図 14 に壁面に接するメッシュにおける乱流エネルギー分布を示す。弁下流 0.2D 付近で上側の乱流エネルギーが最大となり、壁面せん断応力と同様に下流に進むに従い減少する結果となった。センサー設置が難しく玉形弁下流 1D の腐食速度測定ができないため、2D 以降の腐食速度との比較となるが、実験で得られた腐食速度分布である図 10 および図 12 と同様に下流に進むに従い減少する傾向を示している。

図 15 に、玉形弁下流における腐食速度と壁面せん断応力の流れ方向分布の比較を示す。腐食速度、壁面せん断応力ともに周方向での偏りがあるため周方向 4 点 (上, 90° , 下, 270°) での最大値を比較とした。次元の異なる両者を比較するために、直管部での壁面せん断応力と腐食速度の値を基準として、それらの比率を比較した。その結果、弁下流 3D, 4D については、腐食速度および壁面せん断応力の比率は 2 倍前後となりよく一致した。しかしながら、2D 位置では壁面せん断応力が約 2.4 倍に対し、腐食速度は 3.0 から 4.2 倍となり壁面せん断応力の計算値が

腐食速度の実測値に比べ小さくなるとともに、腐食速度の実測値は大きくばらつく結果となった。

図 16 に、Run2 における腐食速度と壁面せん断応力の周方向分布の比較を示す。壁面せん断応力の周方向分布は、下流 2D 以降では、ほとんど偏りが無い結果となった。また、腐食速度が最大となる玉形弁下流 2D 上部 (0°) では壁面せん断応力の直管との比率が約 2.4 倍に対し、腐食速度の比率は約 3 倍となり壁面せん断応力の計算値が腐食速度の実測値に比べ小さい値となった。図 13 および図 14 を見ると、壁面せん断応力は弁出口 0.4D から 2.5D までの区間で、乱流エネルギーは弁出口から 1.8D の区間で上部 (0°) での値が大きいことから、弁下流直後では上部位置での腐食速度も大きくなるものと考えられる。下流 2D 以降の壁面せん断応力の計算結果は、周方向での分布に偏りが無い結果となったが、弁直後において上部での値が有意に大きくなることを鑑みると、壁面せん断応力や乱流エネルギーの周方向分布が 2D 以降でも上部に偏っている可能性がある。今後、玉形弁下流における流れ場の測定により数値解析の妥当性を確認する必要がある。

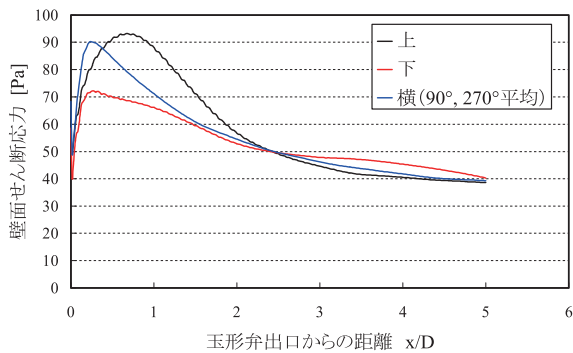


図 13 玉形弁下流における壁面せん断応力分布の時間平均値 ($U_{ave}=4.24\text{m/s}$, $T=150^\circ\text{C}$)

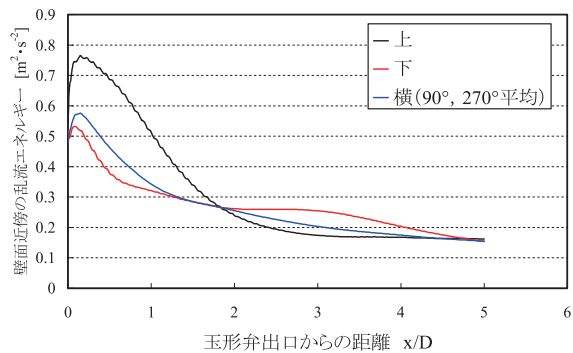


図 14 玉形弁下流における壁面近傍の乱流エネルギー分布の時間平均値 ($U_{ave}=4.24\text{m/s}$, $T=150^\circ\text{C}$)

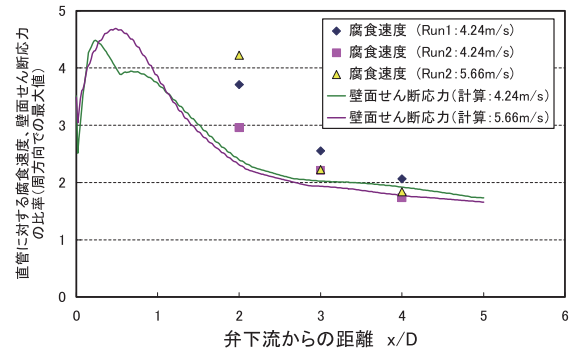


図 15 玉形弁下流における腐食速度と壁面せん断応力の流れ方向分布の比較 (周方向での最大値)

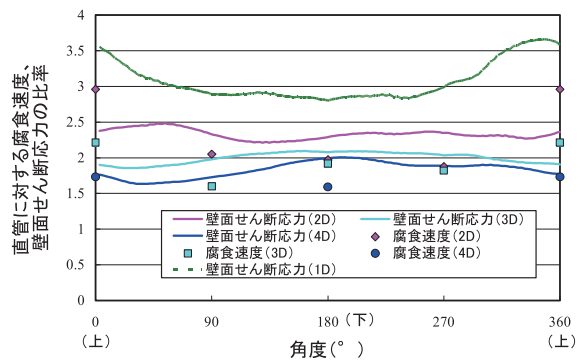


図 16 玉形弁下流における腐食速度と壁面せん断応力の周方向分布の比較 (Run2: 4.24m/s)

4. まとめ

玉形弁下流を対象に腐食速度測定した結果、以下のことを確認した。

- (1)玉形弁下流の腐食速度分布は、管軸に対し非対称性を持ち、下流 2D の距離では上側壁面で最大となった。また、下流に行くに従い徐々に腐食速度は減少する。
- (2)管断面平均流速を 4.24 m/s から 5.66 m/s に変化させた場合、最大腐食速度箇所である下流 2D の距離の上側で腐食速度が増加した。
- (3)非定常 RANS 計算の結果、壁面せん断応力の周方向分布は、弁出口から 2.5D までの区間において、上側壁面での値が大きくなった。

玉形弁下流の腐食速度分布と非定常 RANS 計算による壁面せん断応力分布の比較については、弁直後で上側の壁面でもとも大きくするなど周方向分布の傾向が定性的に一致する結果が得られた。今後、

玉形弁下流における流れ場の測定により数値解析の妥当性を確認するとともに、腐食速度と壁面せん断応力との関係について評価を進めることで、これらの分布の定量的な違いについて明らかにしていく予定である。

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 (2005年版) (増訂版) (2006).
- (2) H. Keller, Erosionskorrosion an Nassdampfturbinen. VGBKraftwerk-technik 54, 5, p. 292 (1974).
- (3) G. J. Bignold, K. Garbertt and I. S. Woolsey, in Ph. Berge and F. Kahn, eds., Corrosion-Erosion of Steel in High Temperature Water and Wet Steam (Electricite de France, Les Renardies, 1982), Paper No. 12.
- (4) H. G. Heimann and P. Schub, Initial experience gained with a high pH value in the secondary system of PWRs, Proc. of the Third Meeting on Water Chemistry of Nuclear Reactors, BNES, London, p. 243 (1983).
- (5) 日本原子力学会, 原子炉水化学ハンドブック, コロナ社 (2000).
- (6) O. de Bouvier, M. Bouchacour and K. Fruzzetti, "Redox Condition Effect on Flow Accelerated Corrosion: Influence of Hydrazine and Oxygen," Proc. of International Conference Water Chemistry in Nuclear Reactor Systems, 117, Avignon, France (2002).
- (7) P. Berge, J. Ducreux and P. Saint-Paul, "Effects of chemistry on corrosion-erosion of steels in water and wet steam." Proc. of the Second Meeting on Water Chemistry of Nuclear Reactors, British Nuclear Engineering Society, London, 5 (1980).
- (8) L. E. Sanchez-Caldera, The Mechanism of Corrosion-Erosion in Steam Extract Lines of Power Stations, Ph. D. Thesis, Massachusetts Institute of Technology, Cambridge, Massachusetts (1984).
- (9) W. Kastner and R. Riedle, Empirisches Modell zur Berechnung von Materialabtagen durch Erosionkorrosion, VGB-Kraftwerk-technik, 66, 12, p. 1171 (1986).
- (10) V. K. Chexal, H. Horowitz, R. Jones, et al., Flow-Accelerated Corrosion in Power Plants, EPRI TR-106611, Electric Power Research Institute, Palo Alto (1996).
- (11) H. M. Crockett and J. S. Horowitz, U. S. Approach to Flow-Accelerated Corrosion, International Conference on Flow Accelerated Corrosion, Lyon-France (2008).
- (12) S. Trevin, M. Persoz and I. Chapuis, Making FAC calculations with BRT-CICEROTM and updating to version 3.0, International Conference on Flow Accelerated Corrosion, Lyon-France (2008).
- (13) 矢島佐知子, 額賀孝訓, 梅村文雄, 絞り部付き炭素鋼管を用いた高温水減肉試験及び流体力学的解析, 材料と環境, 第56巻, 第5号, p. 222 (2007).
- (14) 米田公俊, 森田良, 佐竹正哲, 藤原和俊, 流れ加速型腐食に対する影響因子の定量的な評価 (その3) - 減肉予測モデルの提案 -, 電力中央研究所報告, L08016, (2009).
- (15) 歌野原陽一, 長屋行則, 中村晶, 村瀬道雄, オリフィス下流における流れ加速型腐食の評価 (1. 流れ場の計測と数値解析), 日本機械学会 第13回動力・エネルギー技術シンポジウム, A108 (2008).
- (16) 長屋行則, 歌野原陽一, 中村晶, 村瀬道雄, オリフィス下流における流れ加速型腐食の評価 (2. 腐食速度の測定と流れ場の影響評価), 日本機械学会 第13回動力・エネルギー技術シンポジウム, A109 (2008).
- (17) Y. Utanohara, A. Nakamura, M. Murase and Y. Nagaya, Measurements of Flow Field and Flow Accelerated Corrosion in the Downstream of an Orifice, The 7th International Conference on Nuclear Thermal Hydraulics, Operations and Safety (NUTHOS-7), Seoul, Korea (2008).
- (18) 中村晶, 村瀬道雄, 歌野原陽一, 長屋行則, 流れ加速型腐食に及ぼす局所的流況の影響—研究の背景とオリフィス下流の腐食速度の計測—, INSS JOURNAL, Vol. 15, p. 78 (2008).
- (19) 長屋行則, 中村晶, 村瀬道雄, 歌野原陽一, 流れ加速型腐食に及ぼす局所流動状況の影響—腐食速度の流速依存性—, INSS JOURNAL, Vol. 17, p. 104 (2010).

- (20) 歌野原陽一, 中村晶, 長屋行則, 村瀬道雄,
玉形弁流れのLDV計測と非定常RANS計算,
INSS JOURNAL, Vol. 17, p. 88 (2010).
- (21) 歌野原陽一, 長屋行則, 中村晶, 村瀬道雄,
流れ加速型腐食に及ぼす局所流動状況の影響
－オリフィス下流の壁面せん断応力と腐食速度
の関係－, INSS JOURNAL, Vol. 18 (2011).