

円管内オリフィス背後の物質輸送現象に関する研究

—シュミット数の影響—

Study on Mass Transfer Phenomenon behind an Orifice in a Circular Pipe - Effect of Schmidt Number -

新潟大学	佐藤 祐紀	Yuki SATO	Non-Member
新潟大学	山縣 貴幸	Takayuki YAMAGATA	Member
新潟大学	伊藤 晃宏	Akihiro ITO	Non-Member
新潟大学	藤澤 延行	Nobuyuki FUJISAWA	Member
新潟大学	高野 剛	Tsuyoshi TAKANO	Non-Member

In this paper, experimental and numerical studies are carried out to understand the pipe-wall thinning caused by the flow accelerated corrosion behind an orifice in a circular pipe. The measurement of mass transfer coefficient is carried out using a wall material of benzoic acid in a water flow, which allows the measurement of mass transfer behind the orifice in a circular pipe at Schmidt number 300 and 700, which is comparatively close to the actual condition in the prototype pipeline of nuclear power plant. The present result shows that the experimental mass transfer coefficient is reproduced in the numerical simulation of flow velocity and concentration using a standard $k-\varepsilon$ model of turbulence. It is found that the Sherwood number is greatly enhanced by increasing the Schmidt number and the Reynolds number, though the Keller coefficient stays almost independent of the Schmidt number and weakly dependent on the Reynolds number.

Keywords: Flow accelerated corrosion, Pipe wall thinning, Orifice, Mass transfer, Schmidt number

1. 緒言

発電プラントの各種配管における減肉量予測技術の高精度化は、プラントの安全性確保、長寿命化および点検管理作業の効率化のために必要不可欠な課題である。2004年に発生した美浜3号機での配管破損事故においては、オリフィス下流の1-2*d* (*d*: 配管直径) において強い配管減肉が観察された [1]。一方、該当のオリフィス (絞り比0.6) 背後における再付着点位置は2.5*d* と予測されており、最大の配管減肉ははく離領域で発生したと考えられる。その後、オリフィス背後の速度場に関してLDAやPIVを用いた流れの乱流特性の評価 [2-3] や旋回流とオリフィス偏心の組み合わせ効果による偏流の発生 [3] などが検討されている。しかしながら、速度場に関する研究だけでは、実際のプラントにおける配管減肉のメカニズムを解明することは困難である。

現在のところ、発電プラントにおける配管減肉の発生原因は、流動加速腐食 (以下FACという) [5] が知られている。FACによる配管減肉現象は、配管材料から作動流体中へ鉄イオンが溶解する拡散現象が配管内の乱流流

動現象によって加速される物質輸送現象と考えられている。しかし、実際の配管内における物質輸送のメカニズムに関しては、流速、乱流強度、温度、pH、配管材質など多くのパラメータが関係するため十分に明らかになっていない。

配管減肉現象を作動流体中へ鉄イオンが溶解する拡散現象と考えると、減肉速度は物質移動係数により決定することができる [5]。これまでにステンレスの減肉速度の計測がいくつか行われている [6]。最近では、電気化学的手法 [7] やナフタリン昇華法 [8] を用いた物質移動係数の評価が行われている。しかし、両手法により計測された物質移動係数には大きな差異が見られる。これは、物質輸送に関係する無次元数であるシュミット数 $Sc (= \nu D; \nu: \text{動粘度}, D: \text{拡散係数})$ やレイノルズ数 $Re (= Ud/\nu; U: \text{平均流速})$ の影響と推定される。ここで、各手法のシュミット数は電気化学的手法が $Sc = 1460$ 、ナフタリン昇華法が $Sc = 2.2$ 程度である。一方、実機配管におけるシュミット数は、高温であることから数100程度と予想されており、既存の実験方法では十分に実機条件を再現できていないのが実情である。

以上のことから、本研究では、FACによる配管減肉の発生メカニズムを理解する上で重要な物質輸送現象を詳細に評価するため、安息香酸を用いた評価法を提案し、

連絡先: 山縣貴幸, 〒950-2181 新潟市西区五十嵐 2
の町 8050, 新潟大学可視化情報研究センター
E-mail: yamagata@eng.niigata-u.ac.jp

実機に近いシュミット数条件において円管内オリフィス背後の物質移動係数の計測を行う。さらに、シュミット数およびレイノルズ数が物質移動係数に及ぼす影響を標準 $k-\epsilon$ モデルを用いた数値シミュレーションにより評価する。

2. 実験装置および方法

Fig. 1 は、実験装置の模式図である。装置は、ポンプ、タンク、流量計、計測部により構成されており、インバータおよび計測部後方に設置されたバルブにより流量を調節する。円管の直径は $d=51.4\text{ mm}$ であり、オリフィスの絞り比は美浜 3 号機の配管破損事故該当箇所と同様に 0.6 とした。

オリフィス背後の物質移動係数の計測には安息香酸を用いた。安息香酸は水に可溶であり、温度により拡散係数が変化するためシュミット数を変えた実験が可能である。本実験では、シュミット数 300 (50 °C) と 700 (30 °C) で実験を行った [9]。レイノルズ数は $Re = 3, 4, 5 \times 10^4$ の条件で実験を行い、 $Re = 3 \times 10^4, Sc = 300$ における管内平均流速は $U = 0.32\text{ m/s}$ とした。

計測部の詳細および測定方法を Fig. 2 に示す。オリフィス背後の計測部はアルミニウム製の半割り構造とし、機械加工により作成した。その内表面に深さ 2 mm の段差を設けて、そこに溶融した安息香酸を流し込んだのち、装置を自然冷却することで安息香酸の内壁を作成した。ただし、実験前にエメリー紙により研磨することで、壁面状態を均一にした。Fig. 3 は、安息香酸を流し込んだあとの測定部の状態である。物質移動量の計測では、Fig. 2 に示すトラバース装置と差動トランス式変位センサ (LVDT) を組み合わせた装置により、実験前後のオリフィス背後の安息香酸の壁面位置を 10 mm 間隔で計測した。LVDT センサの計測誤差は $\pm 0.1\text{ }\mu\text{m}$ である。回流水槽による実験時間は安息香酸の減肉量が約 300 μm になるように、条件に応じて 10~20 分とした。計測した減肉量から、以下の式によりオリフィス背後の物質移動係数 k を算出した:

$$k = \frac{\rho \cdot \delta z / \delta t}{C_w - C_b} \quad (1)$$

ここで、 $\delta z / \delta t$ は単位時間あたりの減肉深さ、 ρ は安息香酸の密度、 C_w は壁面での濃度、 C_b は流体中の濃度である。ただし、壁面での安息香酸濃度には溶解度から算出した飽和濃度を用いた。最終的な評価には、実験結果から算出

した物質移動係数 k から求められる無次元数であるシャウウッド数 $Sh = kd/D$ を用いた。本実験における計測精度は、偶然誤差が 4.2 %、LVDT センサによる測定誤差が 0.49 %、減肉により生じる直径誤差が 1.4 %、実験条件の温度誤差が 0.22 % となり、 Sh 計測の不確かさは 95% の不確かさで 8.6 % である。

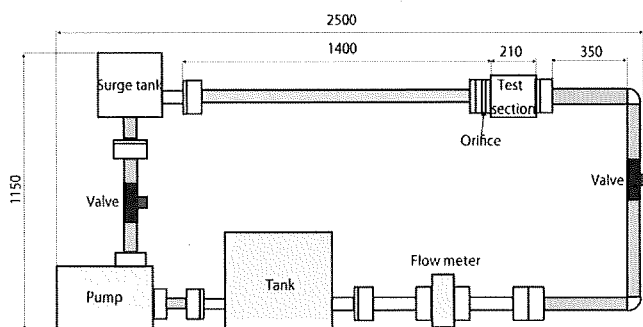


Fig. 1 Experimental apparatus for mass transfer measurement (unit in mm)

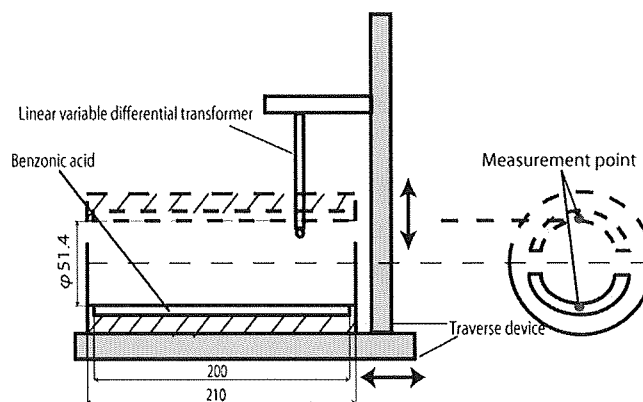


Fig. 2 Details of test section (unit in mm)

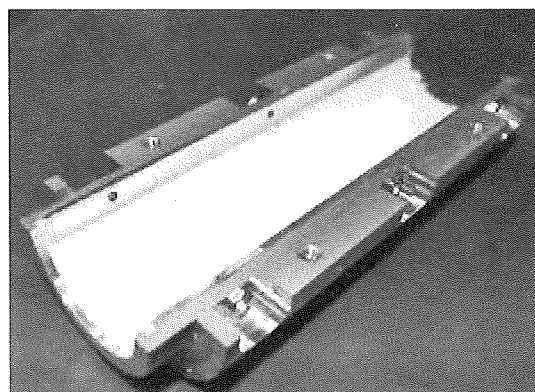


Fig. 3 Appearance of test section

3. 数値シミュレーション

物質移動係数に及ぼすシュミット数とレイノルズ数の

影響を考察するため、数値シミュレーションによりオリフィス背後の物質輸送係数を求めた。支配方程式はレイノルズ平均したナビエ・ストークス方程式と濃度の輸送方程式である。レイノルズ応力項のモデルには、標準 $k-\varepsilon$ モデルを用いた。

$$\frac{\partial \bar{U}_i}{\partial t} + \bar{U}_j \frac{\partial \bar{U}_i}{\partial x_j} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial \bar{P}}{\partial x_i} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial}{\partial x_j} (\mu \frac{\partial \bar{U}_i}{\partial x_j} - \overline{\rho u_i u_j}) \quad (2)$$

$$-\overline{\rho u_i u_j} = \frac{\rho C_\mu k^2}{\varepsilon} (\frac{\partial \bar{U}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{U}_j}{\partial x_i}) - \frac{2}{3} \rho k \delta_{ij} \quad (3)$$

$$\frac{\partial \overline{\rho C}}{\partial t} + \frac{\partial \overline{\rho u_j C}}{\partial x_j} = \frac{\partial}{\partial x_j} (D \frac{\partial \bar{C}}{\partial x_j} - \overline{\rho u_j' C'}) \quad (4)$$

$$-\overline{\rho u_j' C'} = \frac{\nu_t}{Sc_t} \frac{\partial \bar{C}}{\partial x_j} \quad (5)$$

ただし、乱流拡散係数は、一般的に用いられている乱流シュミット数 $Sc_t = 0.9$ を仮定した。計算は実験と同じ形状のオリフィスの下で、オリフィスの上流側 $5d$ 、下流側 $10d$ までを $48 \times 18 \times 86$ (半径方向 \times 周方向 \times 軸方向) の計算格子を用い、汎用熱流体解析ソフト CFD2000 により行った。

壁面での物質移動係数の評価では、低レイノルズ数型の $k-\varepsilon$ モデルを用いて直接算出する方法 [12] も検討されているが、本研究では壁法則を用いていることから、計算で得られた速度場・濃度場から以下の関係式を用いて物質移動係数を算出した。

$$C^+ = \frac{(C_w - C_p) \rho c_p u^+}{J_w} \quad (6)$$

$$= \left(\frac{Sc_t}{0.4} \right) \ln y^+ + (3.85 Sc_t^{1/3} - 1.3)^2 + 2.12 \ln Sc$$

$$y^+ = \frac{\rho C_\mu^{1/4} k_P^{1/2} y_P}{\mu} \quad (7)$$

$$u^+ = \frac{1}{x} \ln y^+ + A \quad (8)$$

ここで、 k_p : 壁面から第一格子点での乱流エネルギー、 C_w : 壁面濃度、 C_p : 壁面から第一格子点での濃度、定数 $x=0.4$ 、 $A=5.5$ である。シャーウッド数の評価法としては、まず、式 (6) により壁面からの物質流速を求める。その際、 y^+ 、 u^+ は、式 (7)、(8) から算出した。次に、得られた物質流速か

ら物質輸送のスタントン数 St^* を求め式 (9)、(10) から Sh を算出する。

$$St^* = \frac{J_w}{\rho U (C_w - C_b)} \quad (9)$$

$$Sh = St^* \cdot Sc \cdot Re \quad (10)$$

4. 結果および考察

オリフィス背後における物質移動係数に及ぼすシュミット数の影響に関して、安息香酸を用いた実験と数値シミュレーションにより検討した。Fig. 4 は $Re = 3 \times 10^4$ で、シュミット数を変化させた場合のオリフィス背後のシャーウッド数分布である。実験は $Sc = 300, 700$ の条件で行い、比較のため $Sc = 50, 100, 300, 700$ の数値シミュレシ

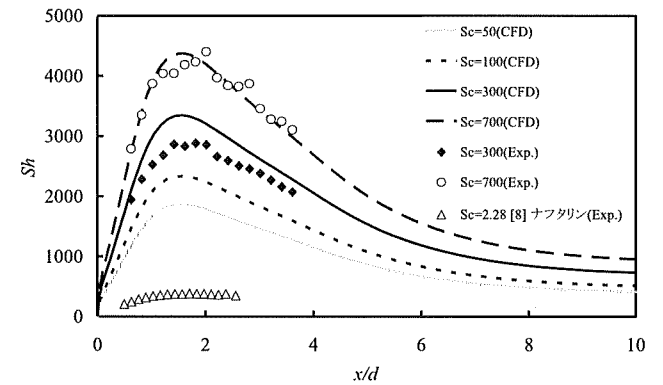


Fig. 4 Distributions of Sherwood number behind the orifice ($Re = 30,000$)

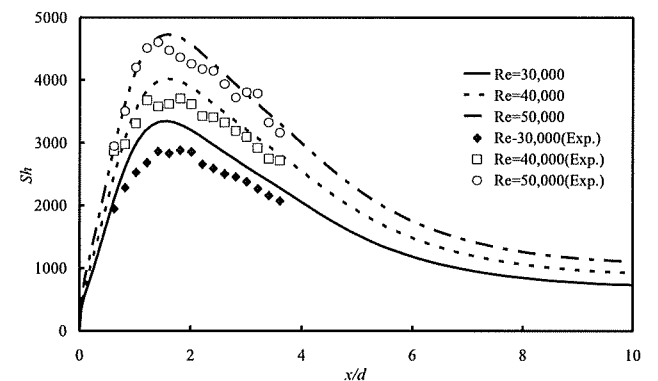


Fig. 5 Distributions of Sherwood number under various Reynolds number ($Sc = 300$)

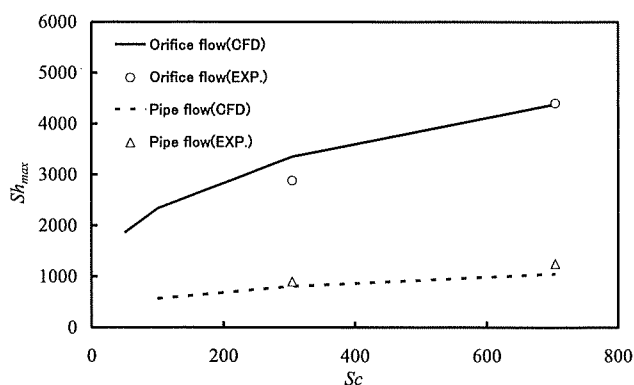


Fig. 6 Relationship between Sc and Sh_{max} ($Re = 30,000$)

ョンを行った。実験結果は、測定部の上側と下側の平均値を示している。実験および計算共に $x/d=1-2$ の位置において、減肉量が最大となっており、過去のナフタリン昇華法による計測結果と一致している [8]。また、シュミット数の増加に伴いシャーウッド数も増加しており、実験と計算とでほぼ同様の傾向を示している。

Fig. 5 は、レイノルズ数を変えたときのシャーウッド数の変化を示している。シュミット数は、実機条件に近い $Sc=300$ とし、レイノルズ数を $Re=3, 4, 5 \times 10^4$ とした。最大シャーウッド数は、本実験でのレイノルズ数範囲では $x/d=1-2$ の位置に見られた。実験、計算いずれの場合においても、レイノルズ数の増加に伴い、シャーウッド数に増加傾向が見られる。これは、オリフィス背後における増速や乱流強度の増加により物質輸送が促進されていることを示している。

Fig. 6 は、オリフィス背後における最大シャーウッド数とシュミット数の関係を示している。また、比較のためオリフィスがない円管の場合のシャーウッド数を同図に示す。オリフィス背後および円管ともにシュミット数の増加によりシャーウッド数が増加している。オリフィス背後では、円管と比べて大きくシャーウッド数が増加しており、物質輸送が加速されていることを示している。

オリフィス背後の物質輸送を評価する指標の一つに、円管における物質移動係数 k_0 との比であるケラー係数 k/k_0 がある [10]。Fig. 7 はオリフィス背後におけるケラー係数に対するシュミット数の影響を示している。過去の研究によると、絞り比 0.6 のオリフィス背後のケラー係数は、 $k/k_0=3.8$ [6] や 5 [8] であり、本計算結果と比較的近い値である。計算結果では、シュミット数を変えた

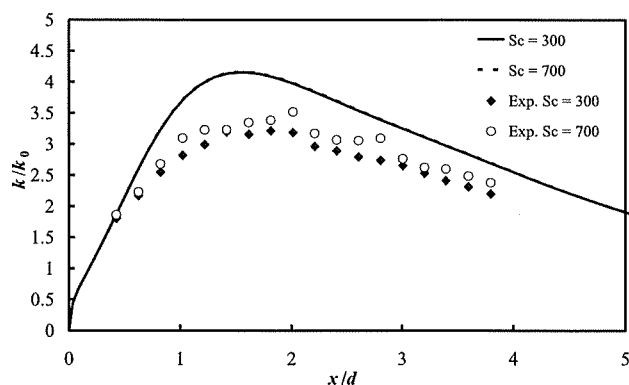


Fig. 7 Distributions of Keller coefficient behind the orifice

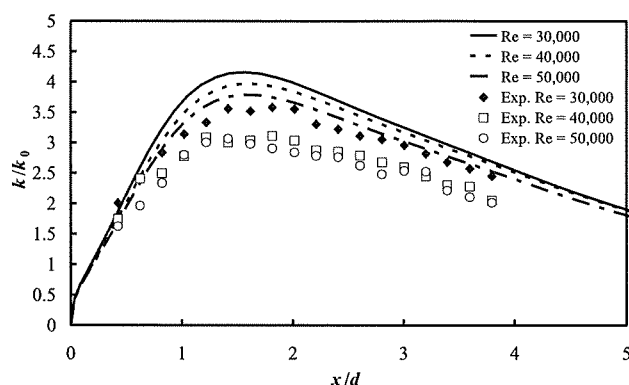


Fig. 8 Effect of the Reynolds number on the Keller coefficient distributions

場合の結果がほぼ一致しており、ケラー係数はシュミット数に影響されないことを示唆している。一方、実験結果はケラー係数が 3.3 程度であり、こちらもシュミット数の影響はほとんど見られない。

Fig. 8 はレイノルズ数によるケラー係数の変化を示している。実験および計算結果で、レイノルズ数の増加によりわずかにケラー係数が減少している。この傾向は、電気化学的手法を用いた過去の研究結果 [11] と一致している。ただし、過去の研究とはオリフィス形状が異なっている。しかし、計算結果では、各条件において実験よりも大きなケラー係数を示している。

5. 結言

本研究では、FAC によるオリフィス背後の物質輸送現

象のメカニズムの解明を目的として、実験による物質移動係数の計測および標準 $k-\epsilon$ モデルを用いた数値シミュレーションによる物質移動係数の評価を行った。安息香酸を用いることで、実機条件に近いシュミット数 $Sc = 300, 700$ での実験が可能となった。その結果、オリフィス背後のシャーウッド数は、シュミット数やレイノルズ数の増加により上昇した。しかし、ケラー係数による評価では、シュミット数およびレイノルズ数による変化はほとんど見られないことを示した。

参考文献

- [1] 経済産業省, "配管破損メカニズムの調査結果について", <http://www.meti.go.jp/committee/materials/g41213aj.html>, (Accessed on July 30, 2010).
- [2] 米田公俊, 森田良, "配管減肉現象に関わる流動特性の解明(その1), 単相流中のオリフィス下流域の乱流特性", 電力中央研究所報告, 2006, L05007, pp. 1-23.
- [3] 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*, 15, 2008, pp. 78-87.
- [4] 大久保雅一, 山縣貴幸, 菅野翔, 藤澤延行, "流動加速腐食による配管減肉に関する研究(旋回流とオリフィス偏心の組み合わせ効果による非対称流の発生)", 日本機械学会論文集(B編), Vol. 77, 2011, pp. 386-394.
- [5] 日本機会学会, "発電用設備規格, 配管減肉管理に関する規格(2005)", *JSME S CA1-2005*, 2005, pp. 13-47.
- [6] 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, 2009, L08016, pp. 1-42.
- [7] M. Kondo, Y. Kuroda, R. Kojyo, Y. Tsuji, "On the Evaluation of Mass Transfer Coefficient behind the Orifice in Pipe Flow", *Proceedings of the 11th Asian Symposium on Visualization*, 2011, ASV11-13-03.
- [8] 高野剛, 山縣貴幸, 伊藤嘉人, 藤澤延行, "流動加速腐食による配管減肉に関する研究(旋回流とオリフィス偏心の組み合わせ効果による物質輸送現象)", 保全学, Vol. 10, No. 2, 2011, pp. 30-35.
- [9] J. Lozar, C. Laguerie and J.P. Couderc, "Diffusivity of benzoic acid in water: Influence of the temperature", *Canadian Journal of Chemical Engineering*, 53, 1975, pp. 200-203.
- [10] H. Keller, "Erosions corrosion an Nassdampfturbien", *VGB-Kraftwerkstechnik*, 54, 1974, 292.
- [11] T. Sydberger and U. Lotz, "Relation between mass transfer and corrosion in a turbulent pipe flow", *Journal of the Electrochemical Society*, 129, 1982, pp. 276-283.
- [12] J. Xiong, S. Koshizuka and M. Sakai, "Turbulence modeling for mass transfer enhancement by separation and reattachment with two-equation eddy-viscosity models", *Nuclear Engineering and Design*, 241, 2011, pp. 2190-3200.