

ロングオリフィス出口でのキャビテーション 壊食に関する実験

Experiment of Cavitation Erosion at the Exit of a Long Orifice

八木 良憲 (Yoshinori Yagi)* 村瀬 道雄 (Michio Murase)*

要約 加圧水型原子力発電所 (PWR) の化学体積制御系に設置されているロングオリフィス出口での壊食事例を対象にして、実験により壊食の発生・進展メカニズムについて検討した。また壊食によりオリフィス出口が円すい状に広がった状態での壊食率を評価した。高速ビデオカメラで気泡崩壊過程を観察し、流動変動時にオリフィス出口端で気泡崩壊が観察されたことから、変動現象が壊食開始の要因であると推定した。また出口を円すい状に加工したオリフィスでは、円すい部下流付近で気泡崩壊後、その上流の気泡が連鎖的に崩壊するのが観察され、下流での気泡崩壊で生じた衝撃波が上流に伝播して上流の気泡崩壊をもたらしたと推定した。次に流速を変化させたアルミ材での実験から壊食率に対する流速の影響を評価し、外挿により実機流速での壊食率を求めた。そしてアルミ材と実機材ステンレス鋼の耐壊食性の違いを磁歪振動実験により求め、これを用いて実機条件での壊食率を評価した。この値を実機調査結果から推定される平均壊食率と比較し、アルミ材を用いた壊食率評価手法の実機への適用可能性を検討した。

キーワード PWR, キャビテーション, 壊食, オリフィス, 気泡崩壊, 衝撃波, 壊食率

Abstract We performed experiments to clarify mechanism of cavitation erosion and to predict cavitation erosion rate at the exit of a long orifice equipped at the chemical and volume control system in a pressurized water reactor (PWR). In order to find this mechanism, we used a high speed video camera. As the result, we observed bubble collapses near the exit of the orifice when flow condition was oscillating. So the bubble collapses due to the oscillation might cause the first stage erosion at the exit of the orifice. Using the orifice which had the cone-shaped exit, we observed that bubbles collapsed near the exit and then they collapsed at the upstream like a chain reaction. So this bubble collapse mechanism could be explained as follows: shock wave was generated by the bubble collapse near the exit, then it propagated upwards, consequently it caused the bubble collapse at the upstream. And we predicted erosion rate by evaluating the effect of the velocity and comparing the erosion resistance between the test specimen (aluminum) and the plant material (stainless steel) by means of vibratory tests. We compared the predicted erosion rate with that of the average value estimated from plant investigation, then we examined the applicability of these method to the plant evaluation.

Keywords PWR, cavitation, erosion, orifice, bubble collapse, shock wave, erosion rate

1. 緒言

配管内の絞り部で流体の流速が速くなると圧力が低下し、飽和蒸気圧より低くなるとキャビテーション気泡が発生する。気泡は絞り部の下流へ流動し、流速低下により周りの圧力が回復し始めると収縮し、崩壊する。この気泡崩壊が配管壁面付近で生じると、高い崩壊圧が作用して配管系の振動や壁面に壊食が発生する。

原子力発電所の配管系は、通常の運転状態においてはキャビテーションを発生させないように設計さ

れている。しかし、例えばプラントの起動・停止時に、通常の運転時には開いていた弁が閉じられるといった過渡的な状態では、条件によってはキャビテーションを発生する可能性がある。

平成12年に加圧水型原子力発電所の化学体積制御系に設置されている抽出水オリフィスにおいて、その出口が円すい状に壊食する事例⁽¹⁾が発生した。抽出水オリフィスは、のど部が長いことから、形状としてはロングオリフィス (以下、「オリフィス」と言う。) に分類される。

この事例の経過については、プラントの起動・停

* (株)原子力安全システム研究所 技術システム研究所

止時にオリフィス下流の圧力を低下させる操作があり、この時に出口端の壊食が生じたと考えられる。この出口形状変化によりその後は通常運転時でもキャビテーションが発生するようになり、数年間の運転中に壊食が進行して、オリフィス出口が円すい状に壊食したものと推定されている。

これまでに入口に曲率のないオリフィス内でのキャビテーション挙動⁽²⁾やオリフィス下流の配管の壊食についての研究⁽³⁾はあるが、オリフィス出口の壊食を対象にした研究は見られない。オリフィス出口は定常状態では気泡発生領域であり、気泡崩壊領域ではないため、下流の配管の壊食とは異なるメカニズムが働いていると考えられる。また出口が円すい状に壊食するには、壊食が上流へ進行しなければならない。しかし定常状態では上流での気泡崩壊は生じないため、壊食が上流へ進行する別のメカニズムが存在すると考えられる。キャビテーション発生において流れの圧力変動が大きい箇所では、キャビテーションの発生が促進されるため、発生には定常状態のみを考えたのでは不十分との指摘⁽⁴⁾があり、気泡崩壊においても非定常状態を考慮する必要があることを示唆している。

そこで本研究では、キャビテーション数を実機と同等にすることにより実機での流動状態を模擬し、高速度ビデオカメラを用いてキャビテーション気泡の発生と崩壊過程を観察して、オリフィス出口での壊食開始と進展のメカニズムの解明を試みた。またアルミニウムを用いた壊食の加速実験を行い、流速と材料の影響を補正して実機条件での壊食率を評価し、実機の壊食量から推定される壊食率と比較することにより、加速実験による壊食率評価手法の実機への適用可能性を検討した。

2. 実験方法および実験装置

2.1 実験方法

2.1.1 対象とする現象と試験部

図1に壊食していない直管形状のオリフィスの壊食試験部と、オリフィス中心軸での圧力分布の計算結果を模式的に示す。直管形状のオリフィスにおける圧力は、入口から出口まで加速損失と流路壁の流動抵抗により低下するが、流路拡大後の減速により圧力は上昇に転じる。オリフィス出口近傍では圧力

が最も低くなるため、定常状態では気泡は崩壊せず、出口の壊食を説明できない。

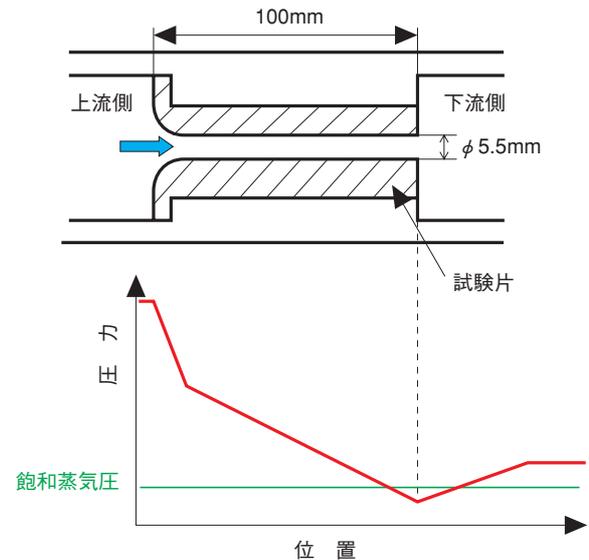


図1 直管形状壊食試験部とその圧力分布

図2に出口が円すい状に壊食したオリフィスを模擬し、出口をテーパ加工した壊食試験部と、オリフィス中心軸での圧力分布を模式的に示した。圧力はオリフィス入口から円すいの入口部まで下がり続けるが、その後は上昇する。領域1では圧力が飽和蒸気圧より小さいので気泡が発生する。そして領域2で圧力が飽和蒸気圧より高くなると、円すい下流付近で気泡崩壊が生じる。しかし定常状態では領域1で気泡が崩壊しないため、壊食が上流へ進展することを説明できない。

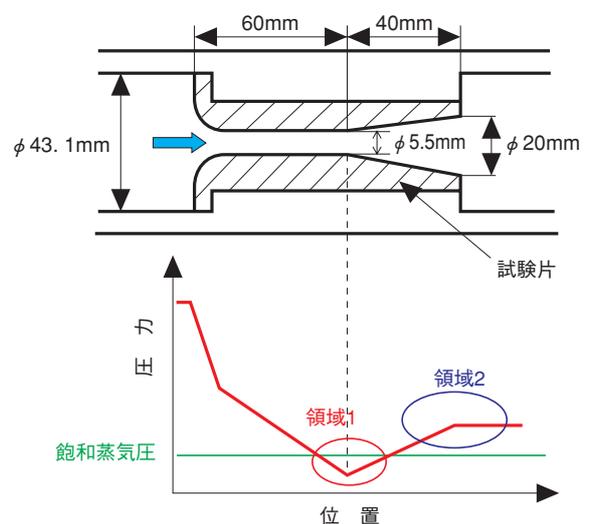


図2 円すい形状壊食試験部とその圧力分布

従って非定常現象によって壊食が生じたと判断される。図1と図2で斜線でハッチングした部分は試験片であり、取り外しができる。なお原子力発電所に設置されているオリフィスでは、上流圧力15.3MPaから下流圧力2.3MPaまで下げるため全長が300mmである。実験では上流圧力が最大で3.6MPaと低いこと、および実験の目的からして同じ長さにする必要はないことから、全長は100mmとした。オリフィス部の直径は実機と同じ5.5mmとした。実験は図1と図2に示した試験部による壊食実験と、図1、図2と同じ形状の亚克力製の試験部による可視化実験を実施した。

2.1.2 実機条件の模擬方法

実機ではオリフィス上流の圧力15.3MPa、温度140℃、オリフィス内流速130m/sであり、これを実験装置で得るのは困難である。一般にキャビテーション流れではキャビテーション数を同じにすれば流動状態が相似になるとされている⁽⁴⁾。そこで本実験ではキャビテーション数 σ に次式を用い、実機運転状態に相当するキャビテーション数にして実験を行った。

$$\sigma = \frac{P - P_v}{\frac{1}{2} \rho V^2}$$

ここで、 P はオリフィス下流圧力、 P_v は実験水温での飽和蒸気圧力、 ρ は実験水温での流体密度、 V はオリフィス内流速であり、その値は電磁流量計で測定した流量を流路断面積で除して求めた。

プラントの起動・停止時にオリフィス下流の圧力を低下させる操作があり、この時に出口端の壊食が生じたと考えられることから、直管形状ではキャビテーション数を起動・停止時の $\sigma = 0.116$ とした。

出口端の壊食後は通常運転時でもキャビテーションが発生するようになり、オリフィス出口が円すい状に壊食したものと考えられているので、円すい形状ではキャビテーション数を通常運転時の $\sigma = 0.27$ とした。

2.1.3 可視化実験

可視化実験は高速度ビデオカメラ（PHOTORON, FASTCAM-UltimaSE, 最高フレーム速度40,500コマ/秒）を用いて気泡の発生、崩壊の様相を観察した。

また円すい部上流での気泡崩壊を確認するため、

図3のように衝撃力センサー⁽⁵⁾を可視化試験部に埋め込み、衝撃力の測定を行った。測定位置はテーパ加工部先端から4mm下流の位置とした。測定は福井大学との共同研究により実施した。また測定した衝撃力をもとに衝撃エネルギーを算出して、壊食率を推定できる可能性があり、付録に記載した。

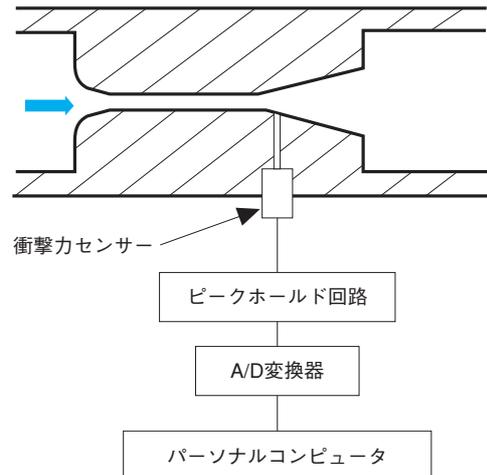


図3 衝撃力測定システム

2.1.4 壊食実験

壊食に影響する因子には様々あるが、流速、寸法、材料の影響を考慮して簡易的に壊食予測を行うために次の式⁽⁶⁾が提案されている。

$$E = CM^l L^m V^n$$

ここで E は壊食率、 C は定数、 M は材料の機械的性質、 L は機器の寸法、 V は流速、 l, m, n はべき指数である。この式の適用にはキャビテーション数が同じで、形状が相似であることが条件となっている。また材料の機械的性質 M としては硬さなどの指標を使うか、加速試験の結果を用いることとされている。本実験では、オリフィス径や円すい部分の寸法は実機と同じにしているため、 $L^m = 1$ とおいて、流速、材料の影響について考慮し、以下の方法により通常運転時（ $\sigma = 0.27$ ）の円すい形状での壊食率を評価した。

- (1) 実験では実機流速を得られないため、流速 V をパラメータとした壊食実験から指数 n を求め、実機流速での壊食率を外挿した。
- (2) 実機オリフィスに使用されている材料はステンレス鋼（SUS630相当材）であり、この材料を使うと実験が非常に長くなるので、実験時間を短縮するため、試験片材料は壊食し易いアルミニウム

(A1050)とした。材料の耐壊食性の違いは、磁歪振動試験（詳細は付録参照）により測定し、壊食率を実機材料での値に変換した。

壊食量は、実験前と実験後の試験片の質量変化を精密天秤（SHIMAZU, AW320, 分解能0.1mg）で測定し、これを実験時間で除して壊食率 E (g/h)を求めた。実験水温は45℃から55℃の範囲とした。

また起動・停止時の状態 ($\sigma = 0.116$) で出口での壊食の発生を確認するために直管形状での壊食実験を行った。

キャビテーション数も気泡の発生と崩壊および壊食率に大きく影響を与えるため、壊食実験の前に気泡崩壊で発生する衝撃加速度を加速度センサーで測定し、キャビテーション数の影響を評価した。加速度センサー（TEAC, 0.3~50kHz± 3 dB）を円すいの中央位置にあたる外壁面に取付け、圧力を徐々に低下させてキャビテーション数 σ を変化させ、衝撃加速度の相対変化を測定し、キャビテーション数 $\sigma = 0.27$ がどのようなキャビテーション状態にあるかを確認した。

図4に衝撃加速度測定システムを示す。これまでの加速度センサーによる測定では、スーパー・キャビテーション状態に至る前に信号が大きくなり、鋭いピークが発生することが報告されている⁽²⁾。

測定は金沢工業大学との共同研究により実施した。

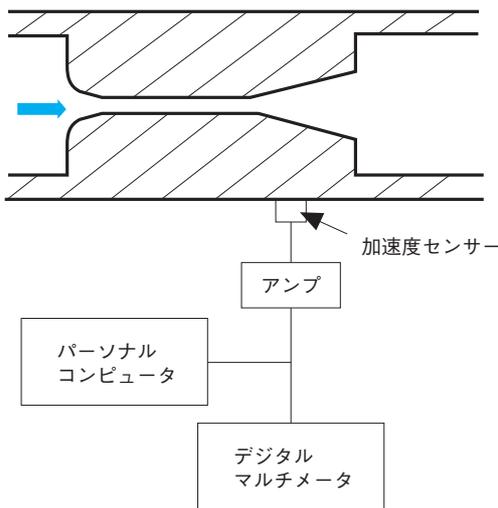


図4 衝撃加速度測定システム

2.2 実験装置

2.2.1 実験ループ

実験に用いたループの概要を図5に示す。実験ループはレザーバ、ポンプ、配管から構成されており、閉ループ構造である。また配管の一部が試験部となっている。レザーバは容積1.28m³の圧力容器であり、安全弁の吹き出し圧力3.2MPaまでの実験が可能である。またレザーバにはヒータが取り付けられており、1℃の精度で温度の調整（150℃以下）が可能である。流量の測定は試験部上流の電磁流量計、圧力は試験部上流と下流の圧力計、供試流体の温度はレザーバに設置した温度計により測定した。

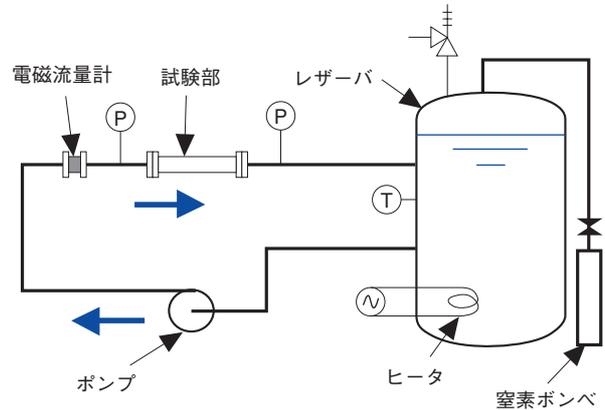


図5 実験ループ

2.2.2 実験条件の設定方法

実験装置の圧力はレザーバに取り付けた窒素ポンベにより調整した。実験流速はポンプの回転数をインバータにより制御することで調整した。実験は流速を一定にして行うが、実験中ポンプの入熱により水温が上昇するため、キャビテーション数が一定となるように下流圧力を調整した。

供試流体には水道水を用いた。供試流体中の溶存気体の量が、気泡の発生や気泡崩壊時の衝撃力に影響を与えると考えられることから、実験前と実験後に溶存酸素濃度を測定し、大きな変化がないことを確認した。

可視化実験では溶存酸素濃度が6.45~6.69mg/lの範囲で実験を行った。また壊食実験では5.40~7.05mg/lの範囲で実験を行った。

3. 実験結果と考察

3.1 壊食開始メカニズム

図1の直管形状の試験部を用いて壊食実験を行い、初期の段階でオリフィス出口端に壊食が発生するかを確認した。その結果、図6のように出口端が欠落し、その周囲には針で突いたような多数のピットがあり、キャビテーションによる典型的な壊食が生じた。そこで可視化実験により、どのような状況で気泡崩壊が生じているのか把握した。流速 $V=74\text{m/s}$ 、上流圧力 3.1MPa 、下流圧力 $P=0.32\text{MPa}$ 、水温 33°C 、起動・停止時のキャビテーション数 $\sigma=0.116$ の状態で、18000コマ/秒で撮影した気泡崩壊の状況を図7に示す。

撮影時の流動状況は気泡塊が不規則に膨張・収縮を繰り返すとともに、騒音の大きな状態と静かな状態が交互に繰り返す変動状態にあった。図7-(1)では出口直後の気泡塊が膨張しているが、図7-(2)では一部が収縮を始め、図7-(3)では崩壊し、図7-(4)では回復している。このように気泡塊が膨張・収縮している時に気泡崩壊が観察された。この結果から、流れの変動によって気泡崩壊が生じ、オリフィス出口端に初期の壊食が発生したと考えられる。

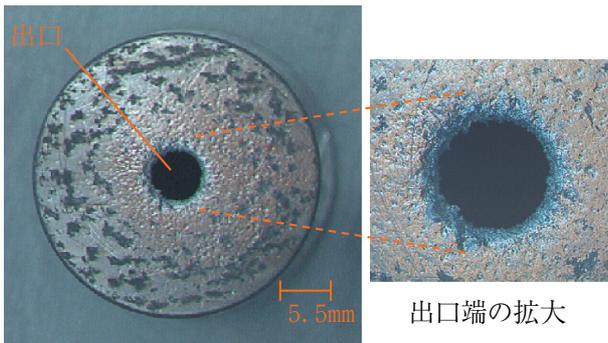


図6 壊食実験の結果
(直管形状, $V=70\text{m/s}$, $\sigma=0.116$, 材質A1050)

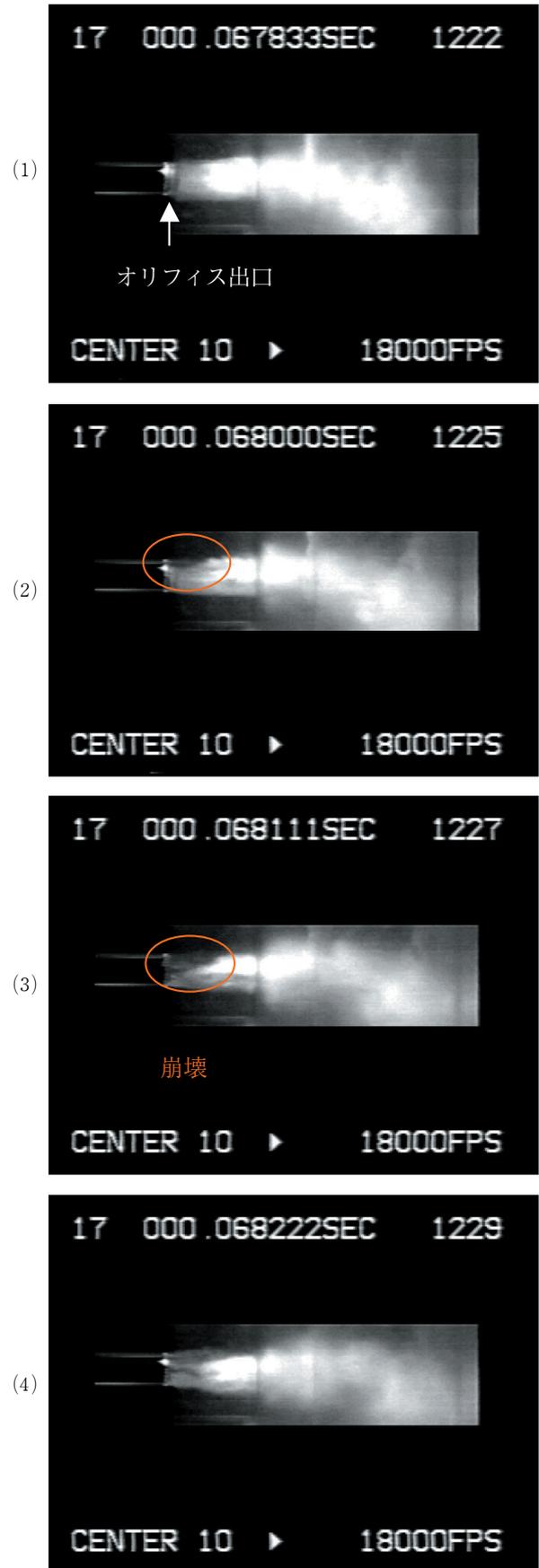


図7 気泡崩壊の様相
(直管形状, $V=74\text{m/s}$, $\sigma=0.116$)

3.2 壊食進展メカニズム

図8に円すい形状における流動状態を高速度ビデオカメラで観察した結果を示す。流速を上げると円すい内の現象が非常に高速になり、判別しにくくなるため、 $V=25\text{m/s}$ の低流速で実験を行った。通常運転時のキャビテーション数 $\sigma=0.27$ 、上流圧力 0.28MPa 、下流圧力 $P=0.10\text{MPa}$ 、水温 52°C 、撮影速度は 9000コマ/秒 とした。

その結果、図8-(2)のように出口付近で気泡塊が崩壊しているのが観察されたが、さらにその後、図8-(3)から(5)に見られるように、円すい部上流の気泡が連鎖的に崩壊していくのが捉えられた。

映像から下流の気泡が崩壊し上流の気泡が崩壊するまでの時間と、その距離をもとにこの現象の伝播速度を求めると約 13m/s であった。水中の音速は通常 1400m/s であるが、気泡が加わると数 10m/s まで低下し、大気圧下でボイド率 $40\sim 60\%$ の範囲では 20m/s まで低下する⁽⁷⁾。本実験ではボイド率を測定していないため音速を正確に計算できないが、図8から求めた伝播速度約 13m/s は大気圧下での二相流中の音速の 20m/s に近い。気泡崩壊によって衝撃波が生じることは従来から知られており⁽⁸⁾、下流の気泡崩壊によって生じた衝撃波が伝播して上流の気泡の崩壊を引き起こしている可能性が考えられるが、これについては今後より詳細な評価を行う必要がある。

また図8の映像を見ると、下流で崩壊する気泡は大きな塊であり、円すい部上流で崩壊している気泡はそれに比べて小さい。気泡が大きいほど崩壊したときのエネルギーは大きく⁽⁴⁾、円すい部上流より下流のほうが壊食は大きいと考えられる。このように下流側の壊食は早く進み、先端の壊食はゆっくり進んだ結果、円すい状に壊食が進展したものと推定される。

円すい部上流で気泡が崩壊していることを確認するために円すい先端から 4mm 下流に衝撃力センサーを取付け、衝撃力を測定した結果を図9に示す。測定位置は1分間の計測を2回行った結果を示す。測定された衝撃力の絶対値は小さいものが大多数を占めているが、円すい部上流で気泡崩壊が生じていることを確認できた。

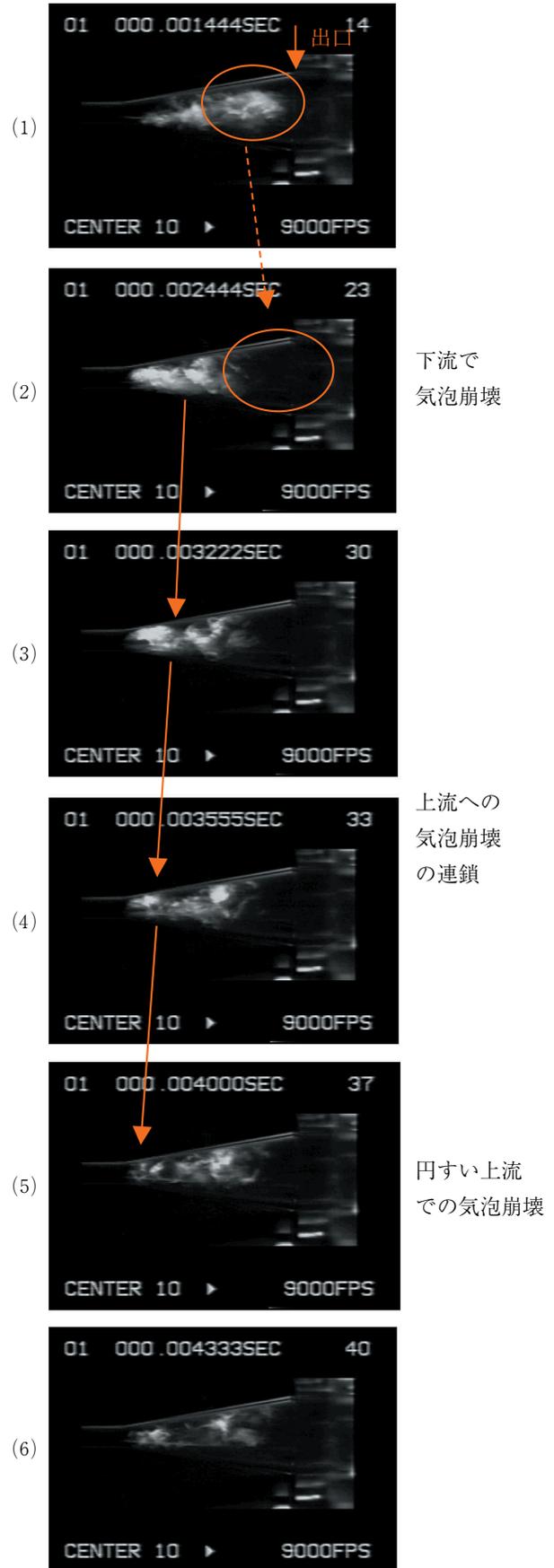


図8 気泡崩壊の様相
(円すい形状, $V=25\text{m/s}$, $\sigma=0.27$)

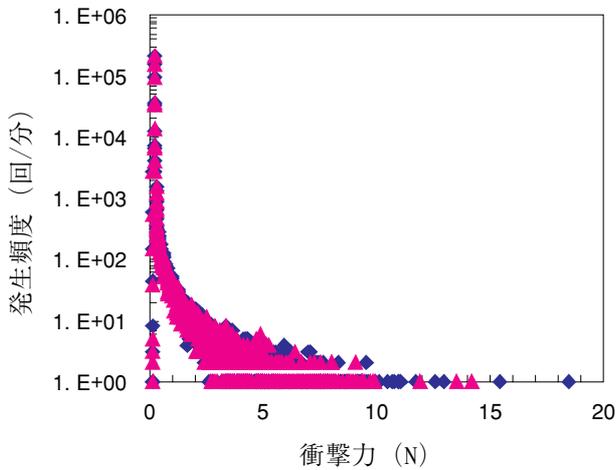


図9 円すい部上流衝撃力計測結果 (V=40m/s, $\sigma=0.27$)

3.3 壊食率評価手法の検討

キャビテーション数が壊食率に影響を与えるため、壊食実験の前に、気泡崩壊で発生する衝撃加速度を加速度センサーで測定し、キャビテーション数の影響を評価した。衝撃加速度の測定結果を図10に示す。本実験の場合、流動状態から推定するとキャビテーション数 $\sigma=0.1$ 付近がスーパー・キャビテーション状態であり、この付近に鋭いピークが現れると予想したが、図10のように、緩やかに変化する特性となった。キャビテーション数 $\sigma=0.27$ の付近は加速度センサー信号出力の変化が小さく、急激に流れが変化する領域ではないと判断される。なおこの実験結果から流速の影響について検討した結果を付録に記す。

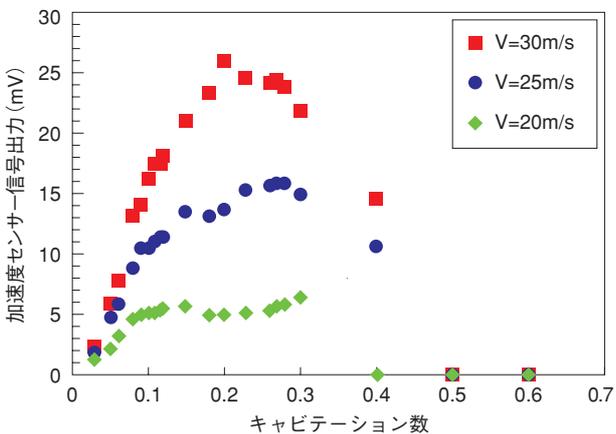


図10 キャビテーション数と加速度センサー信号の関係

実験時間と壊食率の関係を図11に示す。実験時間と壊食率の関係をみると、実験開始後しばらくして(図11では7時間以降)壊食率がほぼ一定の値を示す定常領域に達する。壊食実験ではこの定常領域での壊食率を用いて流速の影響を評価した。

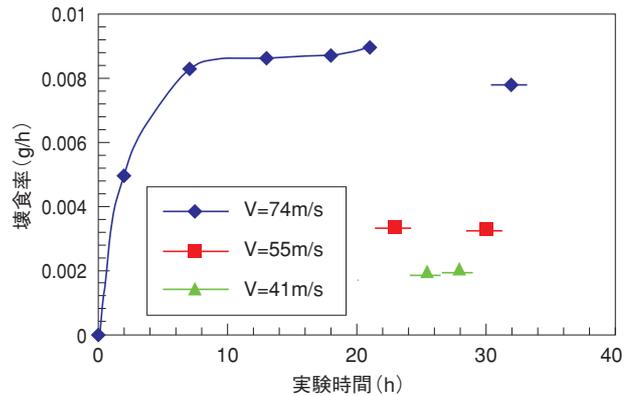


図11 実験時間と壊食率の関係 ($\sigma=0.27$)

流速の低いケースのデータを採用する場合、定常領域まで同一流速で実験を行うと長時間を要する。そこで本実験では高流速で定常領域まで壊食を進行させて、高流速のデータを得た後、同じ試験片で流速を変えて低流速のデータを採用した。図11に示すように、実験21時間まで74m/sのデータを採用し、その後55m/sと41m/sのデータを各2点採用し、最後にもう一度74m/sのデータを採用した。壊食率が前の74m/sデータと比べ大きく変化しておらず、定常領域にあることから、この方法で得られたデータが妥当であることを確認した。3個の試験片で得られた流速V=74m/s, 55m/s, 41m/sの各データを図12に示す。

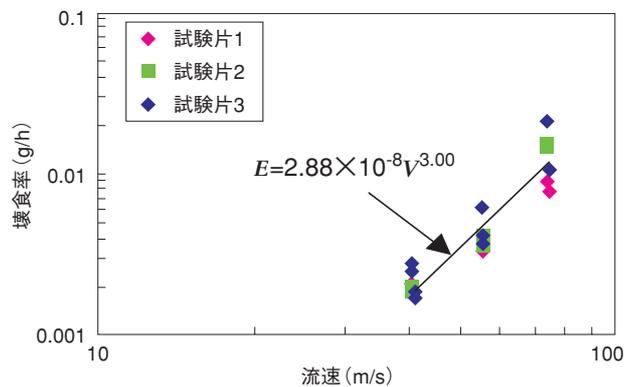


図12 流速と壊食率の関係 ($\sigma=0.27$)

その結果、試験片毎のデータには大きなばらつきが生じた。そこで平均値を用いて流速の影響を評価した。評価式は $E(\text{g/h}) = 2.88 \times 10^{-8} V^3$ (V :単位m/s)となり、平均誤差は22.4%であった。これより実機流速(130m/s)での壊食率を計算すると $6.33 \times 10^{-2} \text{g/h}$ となった。これはアルミ試験片での値であり実機材(ステンレス鋼)への換算が必要である。

別途、金沢工業大学と福井大学の磁歪振動実験装置によって行ったステンレス鋼SUS630とアルミニウムA1050の耐壊食性比較実験の結果(実験結果は付録参照。)から、ステンレス鋼はアルミニウムの92.6倍の耐壊食性があるとのデータが得られた。この値を用いてアルミニウムをステンレス鋼での壊食率に換算すると、実機における壊食率は $6.84 \times 10^{-4} \text{g/h}$ となる。またデータのばらつきによる幅を平均誤差22.4%で評価すると、壊食率の幅は $5.31 \times 10^{-4} \text{g/h}$ から $8.37 \times 10^{-4} \text{g/h}$ となった。

トラブル発生後の調査結果⁽¹⁾をもとに、実機で壊食した部分を円すいで近似してその質量を求め、壊食開始からの年数を4年と推定して、平均壊食率を推定すると約 $9 \times 10^{-4} \text{g/h}$ であった。実際には形状変化とともに壊食率が変化すること、および温度と圧力の影響を考慮する必要があるが、アルミニウムを用いた加速実験と、耐壊食性比較実験から求めた壊食率 $6.84 \times 10^{-4} \text{g/h}$ は平均壊食率の約3/4であった。温度と圧力の影響評価は今後の課題である。

壊食率のばらつきの原因を検討したが、実験中のパラメータの設定誤差は流速が約1%、キャビテーション数の設定誤差が約2%と小さい。試験片の内面を観察した結果、図13のように実験中に試験片のテーパ加工部先端にアルミの塑性変形により突起が生じた。



図13 試験片の円すい先端に生じた突起
(試験片材質：アルミニウム)

これが流れに影響を与えて壊食率がばらついたりと考えられる。試験片3のデータは壊食率の大きなグループと小さなグループに分かれているが、突起が実験中に変形し、その後の壊食率が低下したためであり、突起の影響の可能性が大きいと考えられる。

壊食実験においてアルミニウムを試験片に用いると実験時間の短縮を図れるが、突起が生じ易いため流れに影響を与えたり、磁歪振動実験で壊食率が急激に変化するという特性が、壊食率評価において誤差要因となりうる。従って突起がでにくく、壊食率変化が緩やかで、かつ比較的短時間で壊食するような試験片材料の選定が必要であると考えられる。しかし壊食実験による壊食率の評価は、柔らかい材質を試験片に使用しても1ヶ月程度の期間を要する。実験時間の短縮には衝撃力センサーや加速度センサーといったセンサー技術の活用が不可欠であり、これらによる壊食率の定量評価は今後の課題である。

4. 結言

原子力発電所に設置されているオリフィスの壊食事例について模擬実験を行い、壊食の発生・進展メカニズムの検討と壊食率の評価を行い、以下の知見を得た。

(1) 壊食開始メカニズム

定常状態を考えると気泡の崩壊はオリフィス出口より下流となるため、出口端での壊食を説明できないが、壊食実験では明らかに気泡崩壊による出口端の損傷があった。流動観察の結果、流れが変動状態になり気泡塊が膨張・収縮している時に、出口近傍で気泡崩壊が生じていることが確認された。この結果、流れの変動により気泡崩壊が起り、出口端で初期の壊食が発生したと考えられる。

(2) 壊食進展メカニズム

定常状態を考えると壊食が円すいの下流付近で生じるが、円すい上流での壊食と上流への壊食の進展を説明できない。流動観察の結果、下流での気泡崩壊後、上流へ気泡崩壊が伝播するのが観察された。この伝播速度が気液二相流中の音速に近いことから、下流の気泡崩壊によって生じた衝撃波が上流に伝播して上流の気泡崩壊を引き起こし、壊食が上流へ進展した可能性が考えられる。また衝撃力センサーを用いた測定により上流での気泡崩壊の発生を確認した。

(3) 壊食率評価手法の検討

流速と材料の影響を考慮して、実験結果から実機

条件での壊食率を評価した。円すい形状における通常運転時の壊食率は流速の約3乗に比例し、実機材SUS630の耐壊食性は加速試験材A1050の約93倍となった。

この結果から実機条件での壊食率を評価すると $6.84 \times 10^{-4} \text{g/h}$ となり、実機オリフィスの調査結果をもとに推定した平均壊食率と比較するとその約3/4であった。また壊食率の測定値のばらつきは22.4%であったが、試験片の円すい先端部に生じる突起が流れに影響を与え、その結果壊食率がばらついたものと考えられる。

謝辞

福井大学の服部修次教授には衝撃力測定実験と磁歪振動実験において、また金沢工業大学の佐藤恵一教授、齊藤康弘助手には衝撃加速度測定実験と磁歪振動実験においてご指導を頂いた。ここに記して感謝の意を表す。

文献

- (1) 経済産業省原子力安全・保安院原子力保安管理課, 原子力施設運転管理年報平成13年版, pp.391-396.
- (2) 佐藤恵一, 太田博章, 八木良憲, 齋藤康弘, 軸対称剥離流れにおける衝撃性気泡の挙動(円筒オリフィス流れ), 日本学術会議キャビテーションに関するシンポジウム(第10回)1999, pp.145-148.
- (3) Tullis, J. P., Hydroaustics of Pipelines-Pumps, Valves, Cavitation, Transients, John Wiley and Sons, 1989.
- (4) 加藤洋治, 新版キャビテーション, 槇書店, 1999.
- (5) 森啓之, 服部修次, 岡田庸敬, 水島一寿, キャビテーション気泡崩壊圧と壊食量に関する一考察, 日本機械学会論文集(A), Vo. 62, No.602, 1996, pp.2326-2332.
- (6) Jones, I. R. and Edwards, D. N., An Experimental Study of the Forces Generated by the Collpse of Transient Cavities in Water, J. Fluid Mech., Vol. 7, 1960, pp.596-609.
- (7) 伊賀由佳, 能見基彦, 後藤彰, 申炳録, 井小萩利明, 有限枚数翼列翼型まわりの非定常キャビテーション流れの数値解析, 日本学術会議キャビテーションに関するシンポジウム(第11回)2001, pp.133-136.
- (8) 富田幸男, 島章, 単一気泡の崩壊による衝撃圧の発生機構と損傷ピットの形成, 東北大学高速力学研

究所報告, 58, 476, 1987, pp.135-185.

付録

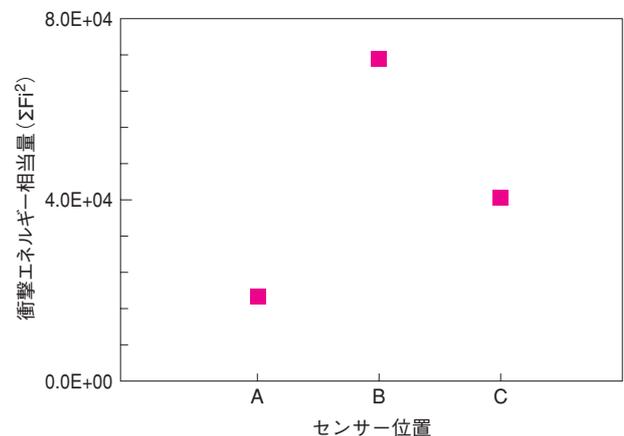
A. 衝撃力測定

衝撃力センサーによって測定される衝撃力 F と衝撃エネルギー e には次の関係⁽¹⁾が成り立つ。

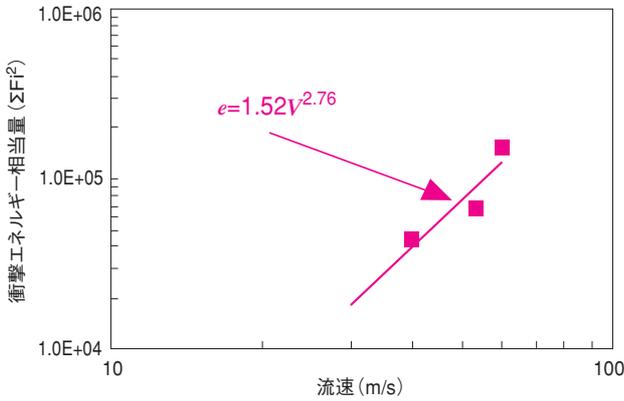
$$e = \frac{\Delta T}{\rho c} F^2$$

ここで c は液体中の音速, ΔT は衝撃力の持続時間である。衝撃力の持続時間 ΔT を一定と仮定すると, 衝撃エネルギー e は衝撃力の2乗 F^2 に比例する。この式は単一衝撃力に対する式であるが, 壊食は多数の衝撃力の累積により生じるので, F^2 を累積したものが壊食量や壊食率に比例すると考えられる。

本実験では1分間の計測で得られた衝撃力 F の2乗を累積して求めた衝撃エネルギー相当量 ΣF^2 を用いて評価した。測定位置はテーパ加工部先端から下流4mm(位置A), 20mm(位置B), 35mm(位置C)とし, 流路の上部と下部で計6カ所測定した。流速40m/s, キャビテーション数0.27で計測した結果, 図A1に示すように, 中央位置では衝撃エネルギーが大きいことが分かった。この結果は, 壊食試験片の表面観察で円すい中央付近の壊食が大きいことと定性的に一致した。また6点で得られた衝撃エネルギーの平均をとり, 流速の影響を評価したところ図A2のような結果が得られ, べき指数は2.76となった。壊食実験から得られたべき指数3に近く, 衝撃力センサーによる測定から壊食率を推定できる可能性を確認できた。



図A1 衝撃力センサーによる測定結果
($V=40\text{m/s}$, $\sigma=0.27$)



図A2 衝撃力センサーによる流速と壊食率の関係 ($\sigma=0.27$)

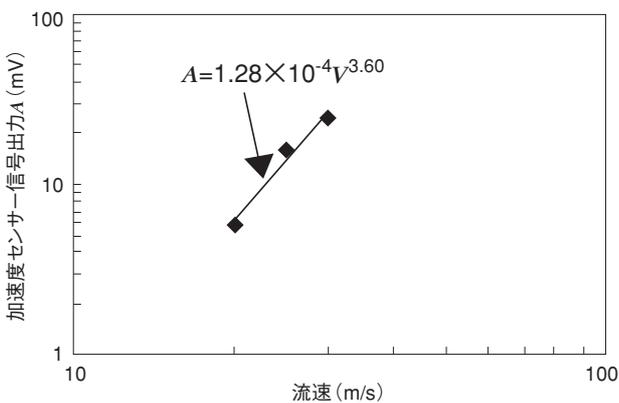
B. 衝撃加速度測定

加速度センサーから得られたデータを基に流速の影響について評価した。

キャビテーション数 $\sigma=0.27$ における流速20m/s, 25m/s, 30m/sでの加速度センサー出力信号はそれぞれ5.743mV, 15.831mV, 24.348mVであり, この結果から得られたべき指数は3.60であった。

この値は壊食実験や衝撃力センサー実験から得られたべき指数に比較的近い値を示したが, 加速度センサーの信号は累積処理をしていない信号であり, 直接壊食率に結びつくものではない。従って信号出力が何に関連するかは今後の検討が必要である。

加速度センサーには外部から測定できる利点があり, 実機での壊食モニタリングに活用できる可能性がある。

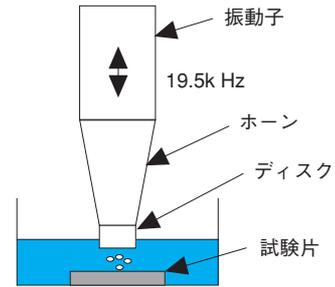


図B1 流速と加速度センサー信号出力の関係

C. 磁歪振動実験

磁歪振動装置の概要を図C1に示す。振動子のホーン先端にはステンレス製のディスクが取り付けられ, それに対向した位置に試験片がある。試験片は静止流体中に固定されており, 19.5kHzの高周波で振動子

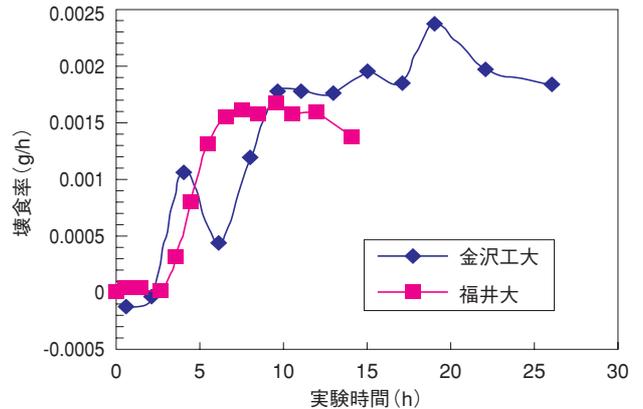
を振動させることにより, ディスクと試験片の間にキャビテーションを発生させ, 試験片を壊食させる構造となっている。



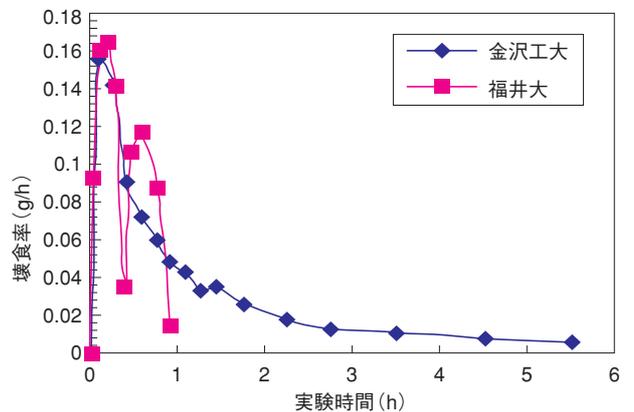
図C1 磁歪振動実験装置

金沢工業大学と福井大学による磁歪振動実験の結果を図C2と図C3示す。図C2がステンレス鋼SUS630の結果であり, 図C3がアルミニウムA1050の実験結果である。実験条件はASTM G32(II)に従った。

SUS630の実験結果では定常領域のデータの平均値をとり評価した。A1050では実験開始直後に生じるピーク値により評価した。その結果, 金沢工業大学の実験からはSUS630とA1050の耐壊食比は82.1となった。また福井大学の実験からは耐壊食比は103となった。ここでは両者の平均値である92.6により評価した。



図C2 磁歪振動実験結果 (SUS630)



図C3 磁歪振動実験結果 (A1050)

A1050の壊食率の時間変化曲線には鋭いピークの後、急激に低下する特徴がある。この理由は、壊食により試験片表面に生じた凹部に気泡が溜まりクッションの役目をして、それ以降の気泡崩壊による衝撃力が吸収されることによると考えられている。特にアルミニウムは容易に凹部が生じ、気泡が溜まりやすいため、壊食率の低下が短時間で生じると考えられる。従ってピークを的確に捉えなければ評価時の誤差の要因となる。

- (I) S. Hattori, B-H. Sun, F.G. Hummitt and T. Okada, An application of bubble collapse pulse height spectra to venturi cavitation erosion of 1100-0 aluminum, *Wear*, Vol.103, 1985, pp.119–131.
- (II) ASTM Designation G134-95, Standard Test Method for Cavitation Erosion Using Vibratory Apparatus, *Annual Book of ASTM Standards*, Vol.03.02, 1997, pp.103-116.