

傾斜円弧状剛体せきの振動によって生じる動水圧の実証的評価法

Empirical evaluation method of hydrodynamic pressures induced by vibrations of inclined circular-arc skinplate of Tainter gates

阿南景子*, 石井徳章**, 鷹野渉***
Keiko Anami, Noriaki Ishii and Wataru Takano

*工博, 京都大学大学院 助手, 工学研究科環境地球工学専攻 (〒606-8501 京都市左京区吉田本町)
**工博, 大阪電気通信大学 教授, 工学部第1部機械工学科 (〒573-0064 大阪府寝屋川市初町 18-8)
***大阪電気通信大学大学院, 工学研究科博士課程 (前期)

The inclined circular-arc skinplate of Tainter gates performs the streamwise rotating vibration, thus inducing a push-and-draw pressure, and performs the up-and-downward vibration, thus inducing a flow-rate-variation pressure. The hydrodynamic pressures for the vertical flat weir plate have been theoretically derived and verified by experiments for its validity. This study presents an empirical method to evaluate the hydrodynamic pressures for the circular-arc skinplate by using the theoretical results for the vertical flat weir plate. The model experiments were made in detail to measure the hydrodynamic pressures acting on the inclined circular-arc skinplate, which were carefully compared with those calculated for the vertical flat weir plate, thus addressing that the hydrodynamic pressure for the circular-arc skinplate can be evaluated by multiplying the theoretical results for the vertical flat weir plate by an inclination coefficient for the push-and-draw pressure and by the instantaneous flow-rate coefficient for the flow-rate-variation pressure. The empirical data of these coefficients are presented in this study.

Key Words: Fluid Dynamics, Hydrodynamic Pressure, Tainter Gate, Inclined Circular-arc Skinplate
キーワード: 流体力学, 動水圧, テンタゲート, 傾斜円弧状せき

1. 結論

ダムの水位調節のために世界中で数多く用いられているゲートにテンタゲート（ラジアルゲート）がある。テンタゲートは、図-1にその断面図を示しているように、円弧状のスキンプレート（Skinplate）をラジアルアーム（Radial arm）を介してトラニオンピン（Trunnion pin）一点で支えるという、断面が扇の形をしたゲートである。

米国カリフォルニア州のフォルソングダムに設置されたテンタゲート（図-1）は、スキンプレートの高さが15.5m、ラジアルアームの長さが14.33mである。スパン長さは12.8mであり、ゲートの総質量は約87トンである。このような世界的にも大形のテンタゲートが放水時に崩壊するという事故が1995年7月に発生した。事故当時、上流側の貯水池はほぼ満水の状態であって、ダムクレスト上の水深は14.02m、ゲート下端までの水深は13.26mであった。

この事故に関しては、事故当初より振動が関与したとの目撃証言¹⁾が得られており、事故後の調査^{2,3)}によっても振動との密接な関連性が指摘されている。著者らが事故調査の一環として行ったモーダル解析の結果、このゲートの持つ固有振動は、図-1に破線と矢印で示しているように、「ゲート全体がトラニオンピン周りに剛体

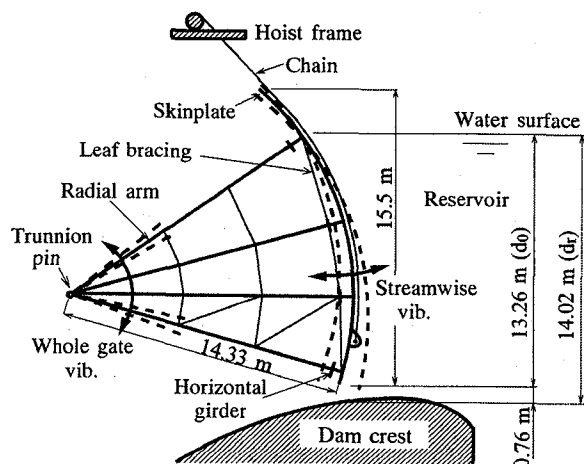


図-1 フォルソングダム・テンタゲートの断面概略図とその固有振動モード

的に回転する固有振動」と「スキンプレートが流水方向に回転的な低次の曲げ振動をする固有振動」であることが明らかになっている。これら2つの振動は流体力と慣性力を介して簡単に連成する。さらに、この連成振動はゲート下端からの放水流量の変化を伴うので、激しい複

合発散振動を引き起こす可能性が考えられる。

このような大形テナゲートの構造的な流体関連複合発散振動を明らかにするために、これまでにいくつかの研究^{4)~21)}が行われている。その中で、扇形せきの振動が引き起こす巨大な押し引き動水圧と流量変化動水圧に関しては、円弧状のスキンプレートを実験的に直線状の直立したせき板に置き換えることによって貯水池内の流れ場を簡略化し、動水圧の理論的な解析を可能にしている^{7)~9)}。得られた動水圧の理論解がモデル実験の結果と良く一致することもすでに確かめられている^{10), 11)}。さらに、巨大な押し引き動水圧が振動するせき板に及ぼす付加質量効果と波動放射減衰効果についても、理論解析の有用性をモデル実験によって検証している^{12), 13)}。

大切なことは、崩壊したフォルソングダムのテナゲートはスキンプレートが円弧状をしており、かつ下流側に傾けられているので、そのような場合の動水圧を解析する手法を確立しておくことである。しかし、傾斜円弧せきの境界条件を厳密に考慮に入れて動水圧を解析することはほとんど不可能である。そこで、本論文では、傾斜した円弧せきが流水方向回転振動した際の押し引き動水圧とトラニオンピン周りに回転振動した際の流量変化動水圧について、それぞれ個別に精密なモデル実験を行い、得られた結果を鉛直平板剛体せきの場合の解析結果^{7)~9), 11)}に基づいて実証的に評価する方法を検討した。ゲートが微小振動する場合に限定すれば、すべてが線形理論に支配されるので、上記のように連成する振動を別々の強制振動として扱って動水圧を個別に調べる方法が有効である。もちろん、個別に調べた動水圧の単純線形和によって連成振動する際の最終的な合成動水圧が求められる。

2. 流水方向回転振動に起因した押し引き動水圧

2.1 実験モデル

強制振動実験装置全体のレイアウトを図-2に示す。半径 R_s が 375mm、奥行き W_0 が 298mm のアクリル製円弧せきを下流側に傾けて、水平平坦な河床を持つ奥行き 300mm の水路内に設置している。円弧部分の高さは 375mm である。円弧せきの背面にはアルミ板で V 形の溝を加工し、その部分を先端がくさび状のアルミニウム製ロッドで支持している。その支持点 P をできるだけ円弧せき表面に近づけるためにこのようなくさび支持にしている。円弧せきの背面両サイドには支持棒を取り付け、その上部を強制的に振動させている。それによって円弧せき全体が支持点 P 周りに回転振動することになる。円弧せき下端の放水口はできるだけ小さく設定し、かつ厚さ 3mm のゴムシートで完全に止水した。これは流量変化による動水圧が生じないようにするためである。さらに、円弧せき側面と水槽側壁との間には約 1mm の隙間があるが、その部分には上流側から直径 3mm の丸ゴムを吸着させて止水した。

上流側水深 d_0 を 290mm に設定した。この水深は、鉛直平板剛体せきの回転振動が引き起こす押し引き動水圧を

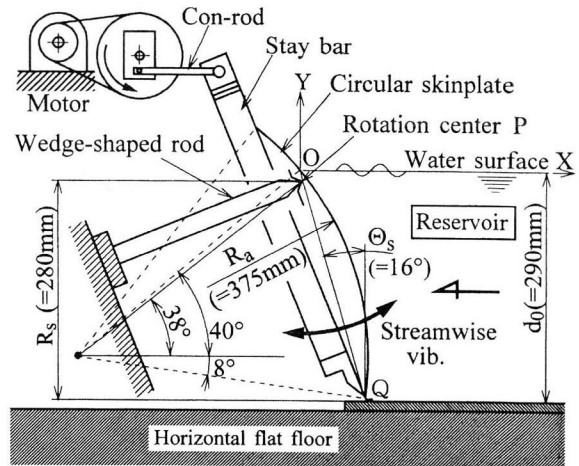


図-2 押し引き動水圧の実験モデルの概略図

モデル実験で検証した際の水深¹¹⁾に合わせている。この場合、水に浸かった円弧せきの中心角が 48° となり、フォルソングダム崩壊時の中心角 56° と大体近い値になっている。円弧せきの水面レベル O 点の仰角が 40° 、下端 Q 点の俯角が 8° となるので、円弧せきの弦 OQ の傾斜角 θ_s は 16° となる。水槽の上流側の長さは 3.58m である。最上流付近には波の反射を防ぐために簡単な多孔波消し板を 3 枚取り付けている。

2.2 実験方法

円弧せきの振動は円弧せき下端部分で非接触変位計（電子応用 PU-40）を用いて測定した。円弧せきに働く押し引き動水圧を測定するために、拡散型半導体トランスデューサ（豊田工機 PD104S-0.1F）を円弧せき表面から上流側 5mm の位置に設置した。もちろん、導圧孔が円弧せきに沿った水平方向に向くように設置し、導圧孔先端の上下流方向の変動流れ場が乱されないようにした。振動と動水圧の測定データは一度データレコーダ（TEAC R61）に記録し、その後 FFT アナライザー（A&D AD3525）で動水圧と振動の振幅および両者の位相差を解析した。位相は円弧せき下部がもっとも上流側に動いたときを基準に取った。

平板せきの場合^{10), 11)}と同様、測定精度を高めるために円弧せきの振動振幅をある程度大きくしておく必要がある。しかし、その場合、砕け波が発生しやすくなるので、振動数をあまり大きくできない。そこで、平均化処理によってできる限り測定精度を上げることを条件に振動振幅を小さく設定し、振動数をできるだけ上げられるように工夫した。今回の実験では円弧せき下端の水平振幅を 0.52mm~0.55mm に設定した。振動数は 2.78Hz から 6.48Hz まで変えた。したがって、流れ場の力学的相似性を支配する無次元パラメータのフルード数 F:

$$F = \sqrt{\frac{d_0}{g}} \Omega_w \dots \dots \dots (1)$$

を 3 から 7 まで変えたことになる。フルード数 F が 3, 4,

5, 6, 7 になるように円振動数 Ω_w (rad/s) を調節して実験を行った。回転中心 P は大体水面レベルに一致するように高さ $R_s=280\text{mm}$ に設定した。したがって、無次元回転中心高さ r_s ($\equiv R_s/d_0$) は 0.97 である。

2.3 実験結果とその実証的評価

まず初めに、実験で設定したフルード数 F および無次元回転中心高さ $r_s=0.97$ と同じ条件の鉛直平板せきの場合について押し引き動水圧を理論計算した。押し引き動水圧は最終的に既報⁹⁾の式(33)で表される。その計算結果を図-3 に実線で示している。a 図は動水圧の振幅ヘッド $P_{b0}/\rho g$ をせき板下端の水平振幅 $R_s\Psi_0$ (Ψ_0 : せき板の流水方向回転角度振幅) で割った無次元圧力振幅 p_{b0} :

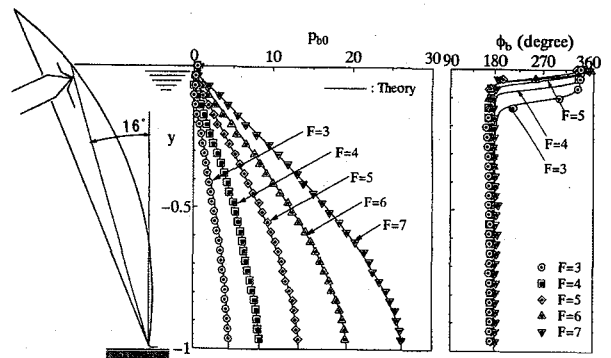
$$p_{b0} \equiv \frac{P_{b0}/\rho g}{\delta_p R_s \Psi_0} \dots \dots \dots (2)$$

である。ここで、 δ_p はせき板の傾斜係数であり、鉛直平板せきの場合にはこの値が 1.0 をとる。円弧せきが下流側に傾斜するにしたがって流れ場の広がり効果のために動水圧は小さくなるので、 δ_p は 1.0 よりも小さな値をとる。b 図は円弧せきの振動に対する動水圧の位相遅れ ϕ_b を表す。縦軸 y は静止水面を基準にとった上向き鉛直座標であり、せき板下端水深 d_0 に対する水深比を表す。したがって $y=0$ が水面を、 $y=-1$ がせき板下端を表す。

押し引き動水圧の無次元振幅は水面近くでは小さな値であるが、せき板下端に近づくにしたがって徐々に大きくなり、せき板下端で最大値を示す。フルード数が大きいほど全体的に大きな値を示す。位相遅れ ϕ_b は、ほとんどの領域で 180° であるが、水面近くでは急激に変化して大体 360° に漸近している。位相遅れは、せき板下部がもっとも上流側に動いた状態を基準に取っているので、位相遅れ 180° はせき板がもっとも下流側に動いたときに押し引き動水圧が最大になることを表している。したがって、押し引き動水圧はせき板の加速度に比例することになり、せき板の振動に対して付加質量効果をもたらすことになる。

次に、実験によって実測した押し引き動水圧を同じ図にプロットしている。圧力振幅は式(2)で無次元化している。その際、傾斜係数 δ_p には 0.83 を用いた。これは、円弧せきが下流側に 16° 傾斜しているために流れ場に広がりができ、そのためにせき板下端付近で流れ場の閉じ込め作用が減少し、それによって押し引き動水圧が小さくなったことを代表したものである。図から明らかなように、いずれのフルード数の場合も全体的に実測データは鉛直平板せきの場合の理論解析結果によく一致している。位相遅れの特性も両者はよく一致している。

上のように良い近似が得られた理由については以下のように考えられる。平板せきを傾斜させた場合¹⁴⁾の実験結果を図-4 に引用している。ここでは水平平坦な河床に設置された平板せきが下流側に 10° 傾けられて並行振動する場合の押し引き動水圧を計測してプロットし、鉛直平板せきの場合の理論曲線(実線)と比較している。



(a) 無次元圧力振幅 (b) 位相遅れ
図-3 下流側に 16° 傾斜した円弧せきの流水方向回転振動によって生じる押し引き動水圧 (無次元回転中心高さ $r_s=0.97$)

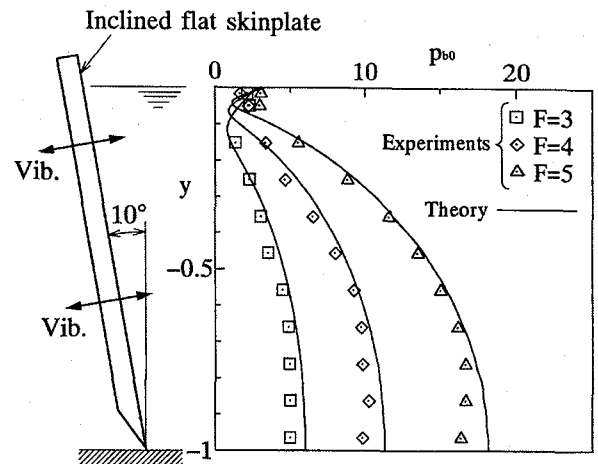


図-4 下流側に 10° 傾斜した平板せきの並行振動によって生じる押し引き動水圧

計測データは理論曲線よりも小さくなる。特にせき板下端近くでの落ち込みが大きく現れている。これは、せき板が傾斜しているために流れ場に広がりができ、そのためにせき板下端付近で流れ場の閉じ込め作用が減少し、それによって押し引き動水圧が小さくなるためである。これに対して、図-2 から分かるように、せき自体は下流側に傾斜しているが円弧せきが上流側に張り出しているために、平板せきの場合のように流れ場の広がりができない形になっており、むしろ大きな動水圧の発生するせき板下端近くの流れ場そのものは鉛直平板せきの場合に近いと言える。このようなことが原因して、図-3 に示されたように、せき板下端近くで動水圧が落ち込む傾向も現れず、鉛直平板の場合の理論で良い近似ができたと考えられる。

傾斜角度が異なる場合にも同様の評価が可能であるのかを確かめるために、円弧せきの弦 OQ の傾斜角 θ_s を 0° にして同様の実験を行った。その結果を図-5 に示している。a 図は無次元圧力振幅 p_{b0} 、b 図はゲートの振動に対する動水圧の位相遅れ ϕ_b である。実線は図-3 と同

鉛直平板せきについての理論計算結果である。円弧せきを直立させると、円弧せきの曲面部分が逆に上流側に張り出すため、流れ場の閉じ込め作用が大きくなり、発生する動水圧は鉛直平板せきの場合に比べて大きくなる。したがって、この場合、傾斜係数 δ_p は1.0よりも大きな値をとることになる。圧力振幅を式(2)で無次元化する際、傾斜係数 δ_p に1.12を用いると、図-5に示しているように円弧せきの場合の実験値と平板せきの場合の理論計算値がよく一致する。位相遅れの特性もよく一致している。

このように、円弧せきの場合の押し引き動水圧は鉛直平板せきの場合に引き起こされる動水圧の理論計算によって正確に評価できると言える。ただし、傾斜係数 δ_p の経験値を正確に求めておく必要がある。そこで、円弧せきの傾斜角度 Θ_s を変えて上と同様な押し引き動水圧の計測を詳しく行った。いずれの場合にも、鉛直平板剛体せきの場合の理論解析結果で円弧せきの場合の押し引き動水圧が正確に近似できることが確かめられた。そのときの傾斜係数 δ_p の値を図-6にプロットしている。 δ_p は傾斜角度 Θ_s が小さくなるにしたがって大きくなる特性を示す。これは既に述べた様に、傾斜角度 Θ_s が小さくなるにつれて流れ場の閉じ込め作用が大きくなり、発生する動水圧が大きくなるためである。崩壊したフォルソンゲートの場合、円弧せきの傾斜角度 Θ_s は 9.5° であった。このとき δ_p はちょうど1.0となり、鉛直平板せきの理論解がそのまま適用できることになる。傾斜角度がゼロの場合に δ_p はもっとも大きく、1.12となる。

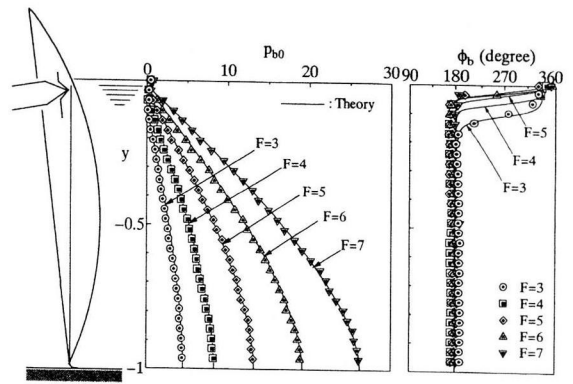
3. トラニオンピン周り回転振動に起因した流量変化動水圧

3.1 実験モデル

強制振動実験装置全体のレイアウトを図-7に示している。半径 R_a が750mm、奥行き W_0 が100mmの亚克力製円弧せき¹⁵⁾を下流側に傾けて、水平平坦な河床を持つ奥行き100mmの水路内に傾斜させて設置している。円弧部分の高さは575mmである。この円弧せき全体を、円弧の中心に設けたトラニオンピン周りに回転振動させた場合、円弧せきがトラニオンピン周りだけでなく、流水方向にもわずかに振動してしまう可能性が考えられる。円弧せきが流水方向にわずかでも振動してしまうと、それによって巨大な動水圧が発生するため、流量変化に起因した動水圧を正確に測定することができなくなる。そこで、円弧せき本体は固定し、円弧せき下端部分に沿って薄いステンレス板を押し付け、それをモータで円弧の接線方向に強制的に振動させ、放水流量を変化させた。放水流量の変化による動水圧だけを測定するために、円弧せき側面と水槽側壁との間にできる隙間には上流側から直径3mmの丸ゴムを吸着させて止水した。

3.2 実験方法

放水口水深 d_0 は555mmに設定した^{11),15)}。放水口の平均開度 B は放水口水深 d_0 より十分小さな5mmに、円弧せき下端と水面を結ぶ弦の鉛直からの傾き角 Θ_s は 11.5° に設定した。このとき、水に浸かった円弧せきの中心角



(a) 無次元圧力振幅 (b) 位相遅れ

図-5 直立した円弧せきの流水方向回転振動によって生じる押し引き動水圧（無次元回転中心高さ $r_s=0.97$ ）

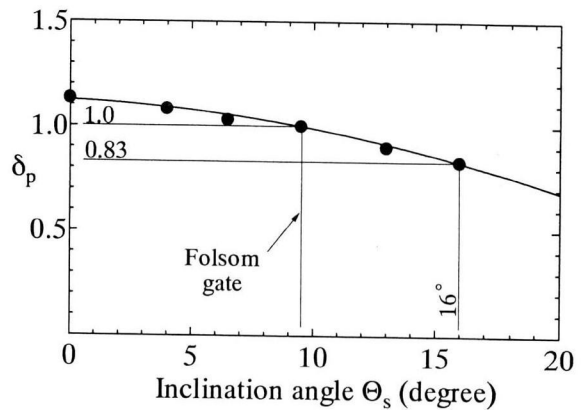


図-6 傾斜円弧せきの流水方向回転振動によって生じる押し引き動水圧の傾斜係数 δ_p の経験値

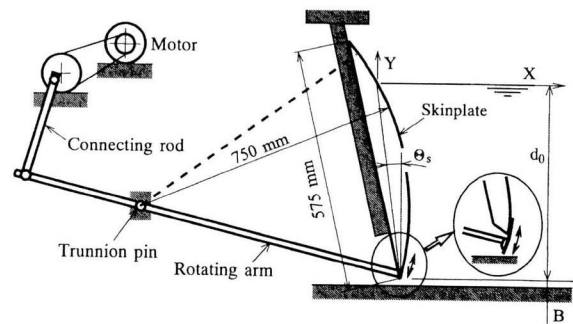


図-7 流量変化動水圧の実験モデルの概略図

は 44° であった。

円弧せきのトラニオンピン周りの振動を代表させたステンレス薄板の振動は非接触変位形を用いて回転アーム上で測定した。実開度変化の片振幅は0.7mmに設定した。流量変化動水圧は、押し引き動水圧の場合と同様に円弧せき表面から5mm離れた位置に拡散型半導体トランスデューサを設置して測定した。もちろん動圧孔の先端が変動流れ場を乱さないように設置した。押し引き動水圧の場合と同様に、測定データはカセットデータレコーダに記

録し、FFTアナライザーで分析して振幅と位相を求めた。
 ステンレス薄板の振動数は2.0Hzから6.0Hzまで変化させた。したがって、式(1)より求まるフルード数Fは3から9まで変化させたことになる。

3.3 実験結果とその実証的評価

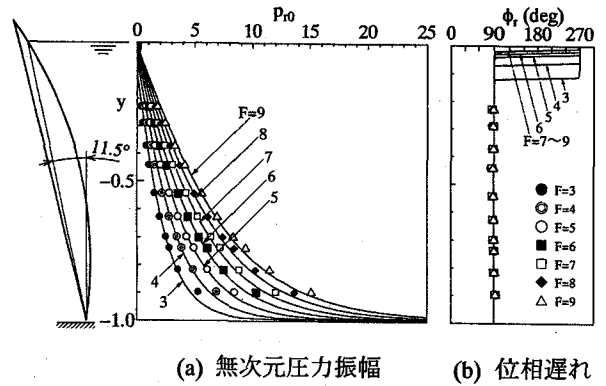
押し引き動水圧の場合と同様に、まず初めに、実験で設定したフルード数Fについて、鉛直平板せきの場合の流量変化動水圧を理論計算した。流量変化動水圧は最終的に既報¹¹⁾の式(3)で表される。その計算結果を図-8に実線で示している。a図は動水圧の振幅ヘッド $P_{r0}/\rho g$ をせき板下端の上下振幅 $R_c\theta_0$ (θ_0 : せき板のトランニオン周り回転角度振幅) で割った無次元圧力振幅 p_{r0} :

$$p_{r0} = \frac{P_{r0}/\rho g}{\sqrt{2c_f R_c \theta_0}} \dots\dots\dots (3)$$

である。ここで、 c_f は放水流の動的流量係数である。この動的流量係数は理論変動流量に対して実際の流量がどの程度変化するかを表わすものであり、いわゆる理論変動流量の補正係数になっている。この値は、鉛直平板せきの場合にはレーザー流速計を用いた実験^{22)~24)}により求められており、大体0.65~0.74の値をとることが分かっている。b図はゲートの上下振動に対する流量変化動水圧の位相遅れ ϕ_r である。縦軸yは測定点の鉛直位置を表す無次元座標であり、y=0が水面、y=-1が円弧せき下端に相当する。

流量変化動水圧の無次元振幅は水面付近で非常に小さく、せき板下端に近づくにつれて急激に大きくなる傾向を示す。フルード数が大きくなるほど全体的に大きな値を示す。位相遅れ ϕ_r はほとんどの範囲で90°であるが、水面付近では急激に変化して大体270°に漸近している。位相遅れはせき板がもっとも上に動いたときを基準にとっているため、位相遅れ90°はせき板が下降して中間点を通過する時に流量変化動水圧がもっとも大きくなることを示している。圧力振幅は押し引き動水圧と比べるとかなり小さいが、もし下降中間点通過時にせき板が流水方向の下流側に動いていれば、この流量変化動水圧はせき板の水平動に対してエネルギーを供給しその振幅を増大させることになる。もし下降中間点通過時にせき板が上流側に動いていれば、流量変化動水圧は逆にエネルギーを消費するので、水平動は著しく減衰することになる。

次に、実験によって実測した流量変化動水圧を同じ図にプロットしている。圧力振幅は式(3)で無次元化している。その際、動的流量係数 c_f については、円弧せきの場合の実験値が鉛直平板せきの場合の理論解に一致するような値をフルード数ごとに求めた。 c_f の値を図-9に●で示している。フルード数が変わっても動的流量係数 c_f は0.67から0.70までの大体一定値をとる。このような動的流量係数値を経験値として用いれば、図-8に示したように、円弧せきの場合の実測データと鉛直平板せきの場合の理論解はせき板の全域に渡って良く一致する。ここで求めた動的流量係数値は、平板せきの場合につい



(a) 無次元圧力振幅 (b) 位相遅れ
 図-8 下流側に11.5°傾斜した円弧せきのトランニオン周り回転振動によって生じる流量変化動水圧 ($d_0=555\text{mm}$, $B=5\text{mm}$, $\beta^*=1.01$, $c_f=0.67\sim0.70$)

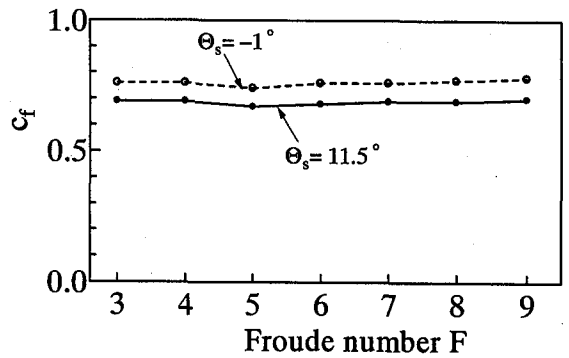
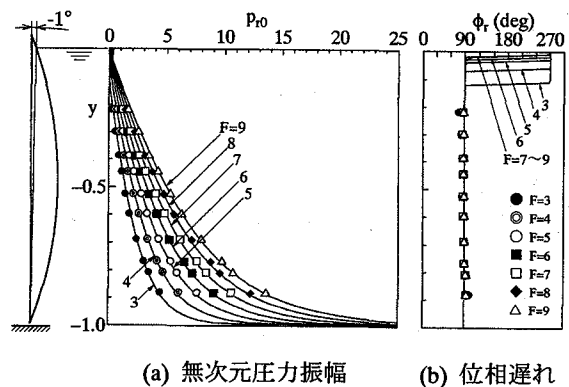


図-9 傾斜角度 θ_s が11.5°と-1°の場合の動的流量係数 c_f とフルード数との関係



(a) 無次元圧力振幅 (b) 位相遅れ
 図-10 上流側に1°傾斜した円弧せきのトランニオン周り回転振動によって生じる流量変化動水圧 ($d_0=555\text{mm}$, $B=5\text{mm}$, $\beta^*=1.01$, $c_f=0.74\sim0.78$)

てレーザー流速計によって求めた値^{22)~24)}(0.65~0.74)とよく一致している。位相遅れ ϕ_r の特性も両者は良く一致している。

同様な検討を、円弧せきの下端水深 d_0 と傾き角 θ_s が異なる場合についても行った。放水口水深 d_0 をそのままにして、円弧せきをほとんど直立させ、傾き角 θ_s を-1°に設定した。実験結果を図-10に示している。a図は無次元

元圧力振幅、b 図は動水圧の位相遅れである。実線は図-8 と同じ平板せきの場合についての理論計算結果である。実験値を無次元化する際に用いた動的流量係数 c_f の設定値を図-9 に○印で示している。傾斜角度 θ_s が 11.5° の場合 (●印) よりも若干大きな 0.74 から 0.78 までの値となっている。これは、傾斜角度 θ_s が -1° の場合には円弧せき部分が上流側に張り出しているため、鉛直平板せきや傾斜角度 θ_s が 11.5° の場合に比べ、ゲート下端近傍での流れの閉じ込め作用が大きくなり、動水圧形成の効率が上がったためである。圧力振幅、位相ともに、円弧せきの場合の実験データは鉛直平板せきの場合の理論解と全体的に良く一致している。

このように、円弧せきの場合の流量変化動水圧についても鉛直平板せきの場合の動水圧の理論解によって正確に評価できることが確かめられた。ここで、円弧せきの傾斜角度に応じた動的流量係数 c_f の経験値を求めておく必要がある。そこで、同様な実験を円弧せきの傾斜角度 θ_s が異なる場合についてさらに詳細に行い、動的流量係数値の実験値を明らかにした。その結果を図-11 にまとめて示している。円弧せきの傾斜角度 θ_s が -8° から 16° までの特性である。動的流量係数 c_f は大体 0.7 から 0.8 の値となり、傾斜角度 θ_s が約 5° よりも小さいときには 0.78 の一定値になる。傾斜角度 θ_s が約 5° よりも大きい範囲では傾斜角度 θ_s が大きくなるにつれて動的流量係数 c_f は小さくなる傾向を示す。傾斜角度が比較的大きい場合の動的流量係数 c_f は鉛直平板せきの場合とほぼ同じ値である。動的流量係数 c_f に対してここで得られた経験値を用いれば、傾斜円弧せきの場合の流量変化動水圧を鉛直平板せきの場合の理論解から算定することが可能になる。

4. 結論

傾斜した円弧せきモデルを用いて強制振動実験を行い、円弧せきの流水方向回転振動によって生じる押し引き動水圧とトラニオンピン周り回転振動によって生じる流量変化動水圧を計測し、その結果を鉛直平板せきの理論解析結果と比較し、鉛直平板せきの場合の理論解を用いて円弧せきの場合の動水圧を実証的に評価することを試みた。

実験の結果、押し引き動水圧、流量変化動水圧ともに圧力分布の傾向は鉛直平板せきの場合と全く同じであることが分かった。したがって、押し引き動水圧の理論解には傾斜係数 δ_p を掛けることによって、また流量変化動水圧の理論解には動的流量係数 c_f を掛けることによって、それぞれ傾斜円弧せきの場合の押し引き動水圧と流量変化動水圧が求められる。

押し引き動水圧の傾斜係数 δ_p の経験値は傾斜角度が小さくなるにしたがって大きくなる。興味深いことに、フォルソングダム・テナゲートの場合のように円弧せきが 9.5° だけ下流側に傾けられているような場合には、傾斜係数 δ_p は 1.0 となり、鉛直平板せきの理論解がそのまま適用できる。

流量変化動水圧の動的流量係数 c_f の経験値は大体 0.7

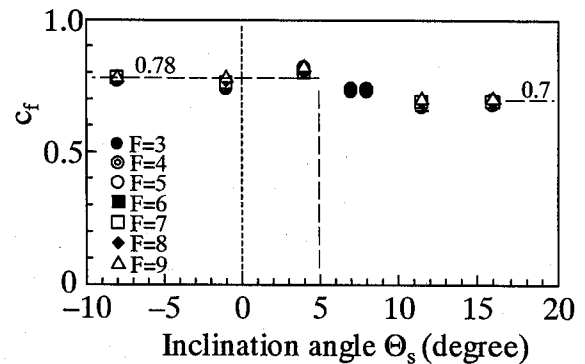


図-11 傾斜円弧せきのトラニオンピン周り振動によって生じる流量変化動水圧に関する動的流量係数 c_f の経験値

から 0.8 の値となる。これらの値は、鉛直平板せきの場合についてレーザー流速計で求めた値にほぼ一致している。

今回のモデル実験では水に浸かった円弧せきの中心角をフォルソングダムゲート崩壊時と同じ程度の大きさに設定して、流れ場の幾何学的な相似性を粗く保っている。上流側水深が小さくなって水に浸かった円弧せきの中心角が小さくなり、幾何学的な相似性が異なるような場合については、さらに同様な実証的研究を詳細に行っていく必要がある。ただ、水に浸かった円弧せきの中心角が小さな場合には平板に近づき曲面の効果自体が少なくなるので、平板せきの場合の理論解でより正確に近似できるようになるものと考えられる。

謝辞

本研究は、日本学術振興会科学研究費補助金基盤研究の補助を得て行ったものである。モデル実験にご協力いただいた小田治喜君、畠中榮吉君、吉田博行君に謝意を表わす。

参考文献

- (1) "Water pours through gate at dam in Calif.", The Japan Times, Wednesday, July 19, 1995.
- (2) Ishii, N., Folsom Dam Gate Failure Evaluation and Suggestions, 1st report submitted to U.S. Bureau of Reclamation, (1995-8).
- (3) Ishii, N., Folsom Dam Gate Failure Evaluation Based on Modal Analysis and Suggestion, 2nd report submitted to USBR, (1995-11).
- (4) 阿南・石井, 日本機械学会講演論文集, 98-1 (III), 119-120, (1998-3).
- (5) Anami, K. & Ishii, N., In: Experimental Mechanics 1 (ed. Allison I. M.), 29-34, (1998-8).
- (6) 石井・阿南, 日本風工学会誌, 78, (1999-3), 43-44.
- (7) 阿南・石井, 日本機械学会講演論文集, 975-2, 47-48, (1997-9).

- (8) Anami, K. & Ishii, N., Proc. of ASME/JSME PVP Conf. Vol.363, 87-93, (1998-7).
- (9) 阿南・石井・山崎, 日本機械学会論文集, 66, 652, B, 3116-3123, (2000-12).
- (10) 阿南・石井, 日本機械学会講演論文集, 99-19, 73-74, (1999-10).
- (11) 阿南・石井, 日本機械学会論文集, 68, 667, B, 719-725, (2002-3).
- (12) 阿南・石井, 日本機械学会山梨講演会論文集, 89-90, (1997-10).
- (13) 阿南・石井・鷹野, 日本機械学会論文集, 68, 668, B, 1072-1079, (2002-4).
- (14) 阿南・石井・岸, 日本機械学会講演論文集, 000-3, 291-292, (2000-9).
- (15) 阿南・草野・石井ほか, 日本機械学会講演論文集, 000-3, 63-64, (2000-9).
- (16) 阿南・石井・飯田, 日本機械学会講演論文集, 005-2, 121-122, (2000-10).
- (17) 阿南・石井, 日本機械学会講演論文集, 98-8I, A, 709-712, (1998-8).
- (18) Anami, K. & Ishii, N., Proc. of ASME PVP Conf. 396, 343-350, (1999-8).
- (19) Anami, K. & Ishii, N., In: Flow Induced Vibration (eds. S. Ziada & T. Staubli), 205-212, (2000-6).
- (20) 阿南・石井, 日本機械学会講演論文集, 007-1, 335-336, (2000-3).
- (21) 阿南・石井・田中, 日本機械学会講演論文集(CD-ROM), 01-5, (2001-8).
- (22) 石井・中田・丸山, 構造工学論文集, 39A, 875-882, (1993-3).
- (23) 中田・石井ほか, 構造工学論文集, 43A, 995-960, (1997-3).
- (24) Nakata, A., Ishii, N. et.al., Proc. of 1997 ASME Fluids Engineering Division Summer Meeting (CD-ROM), FEDSM97-3080, (1997-6).

(2002年9月13日受付)