

リターンフロー型水中減勢工内の流況の数値解析と キャビテーション発生への検討

Numerical Analysis for Flow and Investigation for Generation of Cavitation
in Return-flow Type Submerged Energy Dissipater

浪平 篤*・後藤真宏**

Atsushi NAMIHIRA and Masahiro GOTO

* 正会員 農修 農村工学研究所 施設資源部水源施設水理研究室 (〒305-8609 つくば市観音台2-1-6)

** 正会員 農博 農村工学研究所 施設資源部水源施設水理研究室 (〒305-8609 つくば市観音台2-1-6)

The investigation method for generation of cavitation in return-flow type submerged energy dissipater has not been established enough, from the problem in the measurement in the hydraulic model test, especially, when the gate is not opened completely and the released water from the gate has the downward angle. Then, in this research, numerical analysis for flow in return-flow type submerged energy dissipater is carried out, in a case study of the A Dam. As a result, it is clarified that there is a possibility of generation of cavitation on the end-wall when the gate is opening almost completely, or on the bed of the energy dissipater when opening ratio at the gate are about 10%.

Key Words: dam, return-flow type submerged energy dissipaters, numerical analysis, cavitation

1. はじめに

リターンフロー型水中減勢工とは、ダムからの放流のうち利水放流等の比較的少量の放流を対象として、洪水吐の減勢工とは別に設置される図-1のような形状の減勢工である。本形式の長所には、水中で噴流拡散等により減勢を行うため、放流に伴う騒音や霧の発生が少ないことや、エンドウォールおよびデフレクター(図-1)に沿って上流側への逆流が生じるため、比較的小規模であっても良好な減勢効果が得られること等がある。一方、短所として、減勢工内部の壁面におけるキャビテーションの発生予測と対策が必要である。

ここでキャビテーションとは、壁面に突起形状がある等により液体が加速され、局所的な圧力がその液体の蒸気圧より低くなったときに、液体が蒸発して空気泡が発生する現象である¹⁾。この空気泡が消滅するときには数万気圧という極めて高い圧力が発生するので、壁面では壊食が生じる¹⁾。

一般に、キャビテーションの発生予測は、式(1)のキャビテーション係数 k_c ²⁾を用いて行われる。

$$k_c = \frac{10^3 \cdot (P_o - P_v)}{\rho_{mm} \cdot u_o^2 / 2} \quad (1)$$

ここで、 P_o および u_o はそれぞれ基準点における絶対圧力(MPa)と流速(mm/s)、 P_v は絶対圧力表示の水の蒸気圧(MPa)、 ρ_{mm} は水の密度(kg/mm³)である。基準点にお

る k_c が壁面の突起形状に固有の値である初生数²⁾を下回ると、キャビテーションが発生する。なお基準点は、壁面上に突起物や段上がりがある場合はその上流側、段落ちがある場合はその下流側に設けられる²⁾。

リターンフロー型水中減勢工内のキャビテーション発生に対する検討は、本形式に関する既往の研究^{3)~7)}の中では佐藤・高須⁴⁾による事例しかない。彼らは、任意の初期流速をもつ自由噴流が10m/sまで減速する位置をAlbertsonの式⁸⁾により推定した図-2を用いて、ダムからの放流水の流速は大きくても40m/s程度であることから、減勢工内の壁面と放流管の軸との距離を放流管の口径(以下、Dと表示する)の1.5倍とすれば、減勢工内の壁面でキャビテーション発生のおそれはないと述べている。ここで10m/sとは、常温の範囲でのキャビテーション発生限界の流速14m/sに対し、安全を見込んだ値である⁴⁾。

さて、小容量放流設備における流量調節装置としては、ジェットフローゲート(以下、JFGという)の使用例が多い。JFGを部分的に開放した場合、放流水は水平に対して鉛直下向きの角度をもって減勢工内に突入する。その角度は、ゲートメーカーの空中放流実験によると図-3のようになり、JFGの開度と負の相関がある。このため、JFGが全開でない場合には減勢工内の底面と放流水との距離が短くなり、底面と放流管の軸との距離は前述の1.5Dでは不十分となる可能性がある。佐藤・高須⁴⁾は、このような場合は減勢工内に突入する水脈が薄く、エネルギーの消散も大きいため、キャビテーション発生に対する安全性は全開状態と比べて低下しないと述べている。

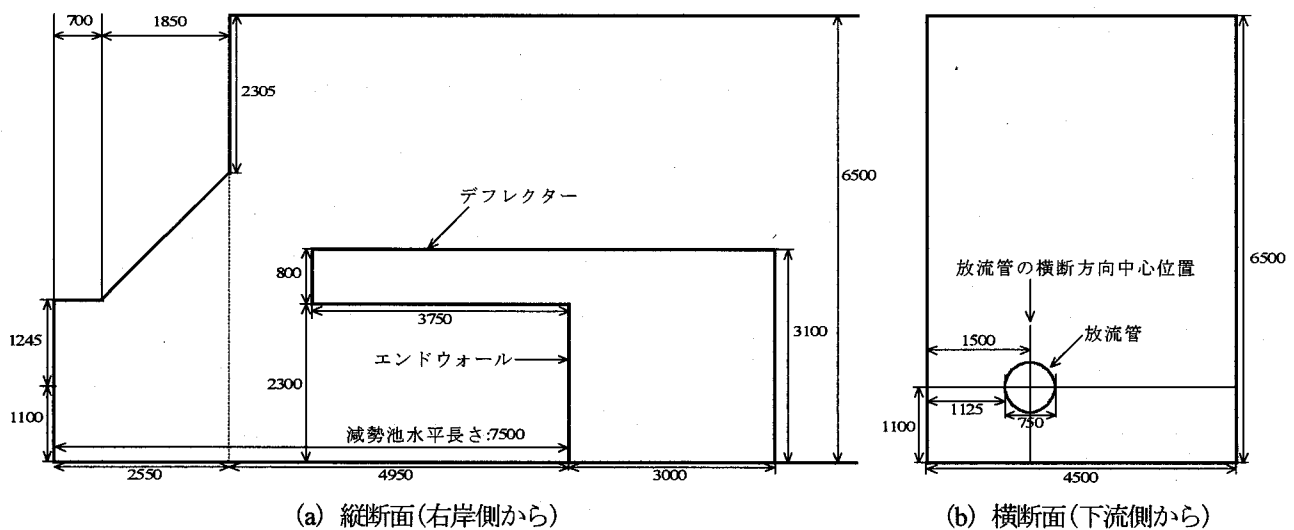


図-1 Aダムの利水放流設備におけるリターンフロー型水中放流減勢工(単位: mm)

このように、リターンフロー型水中減勢工内のキャビテーション発生防止方法は提案されているものの、既往の研究^{3)~7)}で実施された水理模型実験では減勢工内の流況が計測されていない。従って、自由噴流状態の仮定に対する妥当性や、JFGが全開でない場合は減勢工内に突入する水脈が薄いためエネルギーの消散も大きいかな否かについては、十分に確認されていない。ダムの重要性は非常に高いため、この確認は急務である。

既往の水理模型実験^{3)~7)}で減勢工内の流況が計測されなかったのは、計測が困難であったためと考えられる。このような場合の流況把握には、数値解析が有力な手段である。そこで本研究では、設計時の検討における活用を目的として、Aダムの利水放流施設をモデルに、数値解析によりJFGの開度とリターンフロー型水中減勢工内の流況との関係を調査する。さらに、その結果をもとに、キャビテーション発生の可能性を検討する。

2. 解析手法

2.1 解析モデル

解析モデルは、差分格子の大きさを各方向0.10mで一定とした3次元デカルト座標系の解析空間に、現在設計中のAダムの利水放流設備におけるリターンフロー型水中減勢工(図-1)を模擬して作成した。なお、Aダムでは底面と放流管の軸との距離は約1.47Dであり、佐藤・高須⁴⁾による基準値1.5Dより若干危険側である。

解析モデルを図-4に示す。図-4(a)および(b)はJFGの開度100%(断面積0.442m²)、図-4(c)は70%(0.330m²)、図-4(d)は40%(0.165m²)、図-4(e)は10%(0.1023m²)の状態を模擬したものである。なお、差分格子の大きさは、計算機の能力から定めた。そのため、図-4からわかるように解析でモデルでは放流管の形状等が正確に表現されていない。しかしながら、このことが大域的な流れの

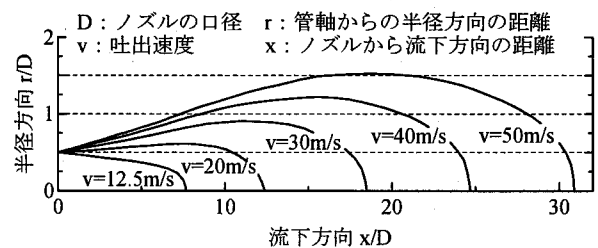


図-2 軸対称噴流で流速が10m/sまで低下する位置⁴⁾

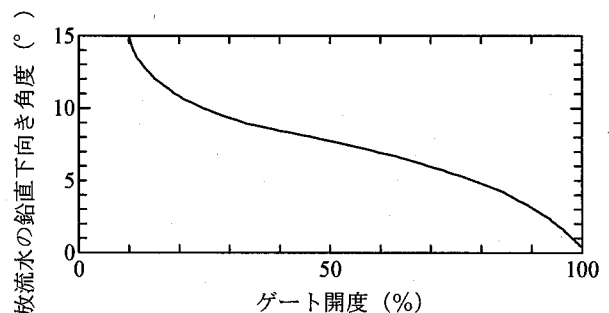


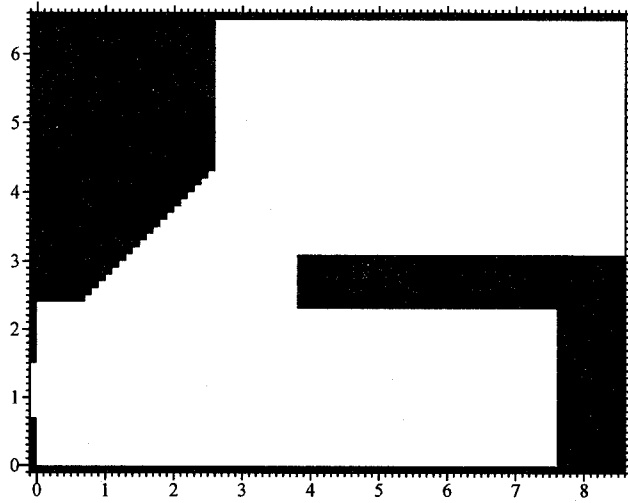
図-3 JFGの開度と放流水の角度

特性に与える影響は少ないと考えられる。

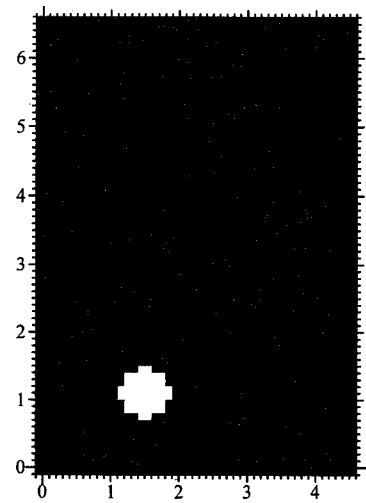
また、図-4(a)に示すように、解析モデルではエンドウォールの全てを含んでいない。これは、予備的な数値解析を行った結果、Aダムではデフレクター上部の流れがエンドウォール下流からの堰上げの影響を受けることがほとんどなかったため、デフレクター上部の流れに対しては図-4(a)の下流端付近で自由流出の境界条件を与えても実際の流況を再現しうると考えられたことによる。

2.2 基礎式

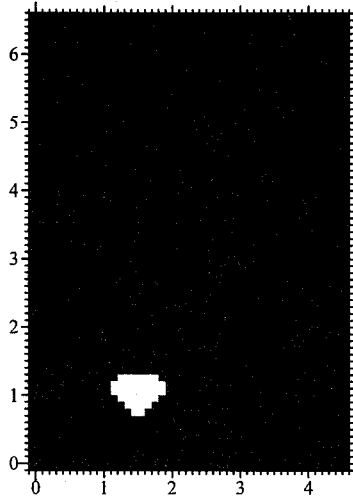
リターンフロー型水中減勢工内における流れは、非等方性および3次元性が強い乱流であることが予想され、その解析にはLES (Large Eddy Simulation) が有効であると考えられる。また、自由水面の変動が大きいため、再現精度が高く解析例も多いVOF法 (Volume of Fluid Method)⁹⁾



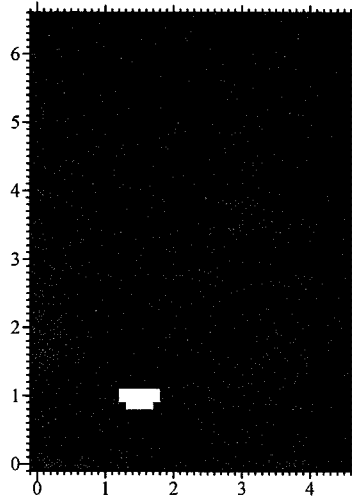
(a) 開度100%縦断面(右岸側から)



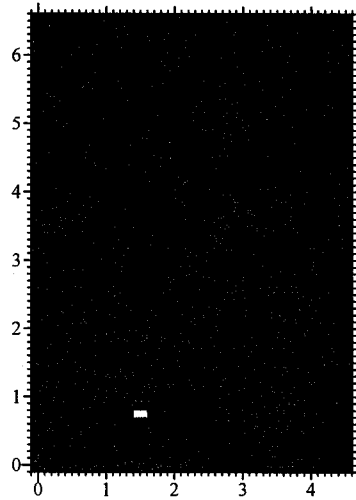
(b) 開度100%横断面(下流側から)



(c) 開度70%横断面(下流側から)



(d) 開度40%横断面(下流側から)



(e) 開度10%横断面(下流側から)

図-4 Aダムの利水放流設備におけるリターンフロー型水中放流減勢工の解析モデル(単位: m)

の適用が有効であると考えられる。

LESとは、式(2)および(3)に示す格子平均を行った連続式とNavier-Stokes方程式を用いて差分格子以上の比較的大きな渦を直接計算し、それより細かいスケールSGS(Sub Grid Scale)の渦に対してはモデル化を行って計算する手法である。

$$\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_i} = 0 \quad (2)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial t} + \frac{\partial \bar{u}_j \bar{u}_i}{\partial x_j} = & -\frac{\partial}{\partial x_i} \left(\frac{p}{\rho} + \frac{2}{3} K \delta_{ij} \right) \\ & + \frac{\partial}{\partial x_j} \left((\nu + \nu_t) \cdot \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) \right) + G_i \end{aligned} \quad (3)$$

ここで、 $\bar{\quad}$ は格子平均を表し、 t は時間、 x_1 は流下方向座標、 x_2 は横断方向座標、 x_3 は鉛直方向座標、 u_i は x_i 軸方向の流速成分($i=1, 2, 3$)、 p は圧力、 ρ は密度、 ν は動粘性係数、 G_i は x_i 軸方向の外力成分($i=1, 2, 3$)、 K はSGS乱

れエネルギー、 ν_t は渦動粘性係数、 δ_{ij} はクロネッカーのデルタ記号である。繰返し添字は総和規約に従うものとする。

ν_t の評価には1方程式モデル¹⁰⁾を適用した。1方程式モデルでは、 ν_t の評価式と K の輸送式は以下のように表記される。

$$\nu_t = C_\nu \Delta K^{1/2} \quad (4)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial K}{\partial t} + \bar{u}_j \frac{\partial K}{\partial x_j} = & \frac{\partial}{\partial x_j} \left\{ \left(\nu + \frac{\nu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial K}{\partial x_j} \right\} \\ & + \frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} \left\{ \nu_t \left(\frac{\partial \bar{u}_i}{\partial x_j} + \frac{\partial \bar{u}_j}{\partial x_i} \right) - \frac{2}{3} K \delta_{ij} \right\} \\ & - C_\epsilon \frac{K^{3/2}}{\Delta} \end{aligned} \quad (5)$$

ここで、 Δ は格子平均を行う際のフィルター幅であり、 x_i 軸方向の格子幅 Δ_i ($i=1, 2, 3$)を用いて以下のように求められる。

$$\Delta = (\Delta_1 \Delta_2 \Delta_3)^{1/3} \quad (6)$$

式(4)および(5)の係数には $C_v = 0.05$, $\sigma_k = 0.5$, $C_\epsilon = 1.0^{11)}$ を用いた。

なお、本研究の解析モデルの差分格子(2.1)はLESとしては非常に粗い。しかし、LESのモデル適用の前提となるほど微細でなくとも、ある程度細かい格子を用いれば、解析結果は実際の乱流場の性状を捉えることが経験的に知られている¹²⁾。大格子において、Smagorinskyモデルによって潜堤周辺の津波の時間変動が実用上十分な精度で再現された事例¹³⁾や、1方程式モデルによってオリフィスが連続して設置された開水路における平均流の特性が良好に再現された著者らの事例¹⁴⁾もある。そのため、本研究においても、平均流況であれば、設計時の検討で利用可能な再現精度が得られると判断した。乱流変動の再現性の検証については、今後の課題とする。

一方、VOF法とは、各差分格子において流体が占める割合をVOF関数 $F(0 \leq F \leq 1)$ により表現し、水面形状を近似する手法である。格子間における F の輸送は、以下の移流方程式に基づいて行われる。

$$\frac{\partial F}{\partial t} + u_j \frac{\partial F}{\partial x_j} = 0 \quad (7)$$

但し、VOF法は単層流に対する解析手法であるため、流水中の空気混入等は表現できず、キャビテーションの発生状況を厳密に解析することは不可能である。しかし、本研究の解析によって便宜的にその発生の可能性を検討することは可能であり、その結果は設計時の検討で有用になると考えられる。

2.3 数値解析スキームと計算条件

基礎式の各変数は、前述の格子幅 $\Delta_i = 0.1\text{m}$ ($i=1, 2, 3$)で一定とした3次元デカルト座標系の解析空間にスタガード配置し、基礎式は有限差分法によって離散化した。時間差分スキームは4次精度Runge-Kutta法、空間差分スキームは2次精度中心差分とした。但し、Navier-Stokes方程式および K の輸送方式における対流項の離散化にはTVD-MUSCL法¹⁵⁾を適用し、VOF関数 F の移流方程式の離散化にはドナー・アクセプタ法⁹⁾を用いた。

ここで、LESでは、上流化によって導入される数値粘性が実質レイノルズ数を低下させることを防ぐため、Navier-Stokes方程式の対流項の離散化には中心差分が望ましいといわれている¹⁶⁾。一方、オリフィスが連続して設置された開水路流れに対する大格子のLESでは、TVDスキームによって局所的な格子点不足による計算の不安定化が解消され、平均流の特性が良好に再現されたことを著者らは確認している¹⁴⁾。本研究においても、計算機的能力上、差分格子を大きくせざるを得なかったこと(2.1)、および、平均流況に着目すること(2.2)から、TVDスキームを適用することとした。

圧力場と連続式のカップリング手法にはSMAC法¹⁷⁾を

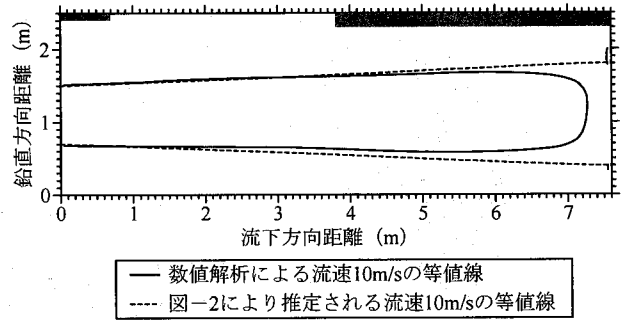


図-5 開度100%のときの縦断面における流速10m/sの等値線

用い、前処理付BiCGStab法¹⁸⁾により圧力方程式を解いた。計算時間刻みはCFL条件や圧力収束状況等に応じて変化させた⁹⁾。この結果、後述する60秒間における計算時間刻みの平均値は開度100%、70%、40%、10%のそれぞれで0.000937, 0.000939, 0.00101, 0.00110秒であった。

初期条件として、デフレクター天端より下部を満水状態とした。その際、圧力は静水圧分布とし、流速は全ての位置でゼロとした。

境界条件として、放流管の断面のうち開放された部分(以下、放流管開放部という)における流速には一定値を与えた。具体的には、Aダムの常時満水位時の利水放流ゲート開度一放流量計算表をもとに、JFGの開度100%の場合は29.782m/s、70%の場合は29.561m/s、40%の場合は29.145m/s、10%の場合は29.096m/sを一樣に与えた。このとき、放流水の鉛直下向きの角度は、図-3に基づいて100%の場合は 0.00° 、70%の場合は 5.93° 、40%の場合は 8.43° 、10%の場合は 14.97° とした。但し、解析開始時点では初期条件と同じく放流管開放部における流速もゼロであるため、解析開始後10秒間に前述の所定値まで直線的に増加させた。

また、デフレクター上部の下流端では自由流出とした。壁面の境界条件には対数則¹⁶⁾を適用した。自由水面における K の境界条件は対象境界とした。

放流管開放部における流速を前述の所定値まで増加させた後、10秒程度で減勢工内の流況がほぼ安定したため、その後の60秒間から水理量の平均値を算出した。これは、60秒以上の平均値は十分に一定とみなせたためである。次節(3.)での解析結果に基づくリターンフロー型水中減勢工内の流況の評価およびキャビテーション発生の可能性の検討は、この平均値を用いて行う。

3. 解析結果および考察

3.1 自由噴流との比較

図-5に、JFGの開度100%のときの放流管の横断方向中心位置(図-1(b))での縦断面における平均流速10m/sの等値線を示す。本図では、AダムではJFGの開度100%

のときの放流管開放部における流速は29.782m/sであることから(2.3), 図-2による推定値として吐出速度30m/sのときの結果を掲載した。

図-5より, 本研究による解析結果と図-2による推定値は流下方向距離5~6m程度まではほぼ一致している。従って, JFGの開度100%のときの放流水は, エンドウォールより1~2m上流側までは, 佐藤・高須⁴⁾の指摘のように自由噴流と同様に拡散するといえる。一方, それより下流側では, エンドウォールとの衝突の影響により急激に減勢されるとともに, エンドウォール近傍で10m程度の流速が生じている。なお, Aダムのリターンフロア型水中減勢工における減勢池水平長さは10Dであり(図-1(a)), 標準値の範囲^{4)~6)}にある。

3.2 減勢工内の流速分布

放流管の横断方向中心位置(図-1(b))での縦断面における平均流速ベクトルを図-6に示す。また, 底面およびエンドウォールに隣接する格子における平均流速の等値線を図-7に示す。図-7では左側が底面, 右側がエンドウォールである。

図-6からは, 減勢工内に突入する放流水の拡散状況は, 佐藤・高須⁴⁾の指摘とは異なり, JFGの開度に関わらずほぼ同程度と考えられる。

図-6および図-7より, 流速の最大値は, エンドウォールに対してほぼ垂直に衝突した放流水が壁面に沿って分散する箇所, もしくは, 放流水が底面に対して鋭角で衝突する付近で生じている。具体的な値は, JFGの開度100%のときはエンドウォール近傍で13m/s程度, 70%のときはエンドウォールと底面の境界付近で13m/s程度, 40%のときは底面近傍で12m/s程度, 10%のときは底面近傍で10m/s程度であり, JFGの開度の違いによる差はそれ程みられなかった。

3.3 減勢工内の圧力分布

底面およびエンドウォールに隣接する格子における平均圧力の等値線を図-8に示す。本図では左側が底面, 右側がエンドウォールである。

図-6~図-8より, 放流水が壁面に対してほぼ垂直に衝突するエンドウォールもしくはエンドウォールと底面の境界付近で, 静水圧状態より大きな圧力が生じていることがわかる。なお, 水量の平均値を求めた期間(2.3)における減勢工内の水深は3~4mであり, 静水圧状態であれば底面の圧力は40Pa弱となる。

3.4 キャビテーション発生の可能性

JFGの開度に関わらず, 放流水が壁面に対してほぼ垂直に衝突する場合は衝突位置から1~2m程度離れた箇所, 壁面に対して鋭角で衝突する場合はその付近で, 常温の範囲でのキャビテーション発生限界の流速といわれる14m/s⁴⁾に近い流速が発生している。このような箇所

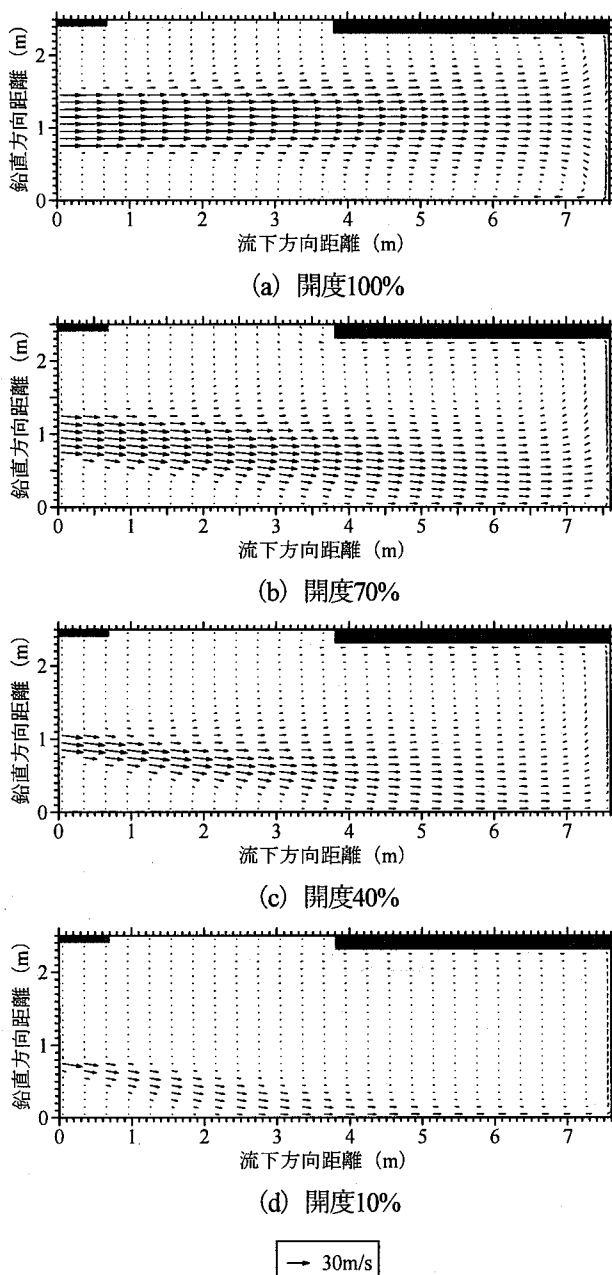
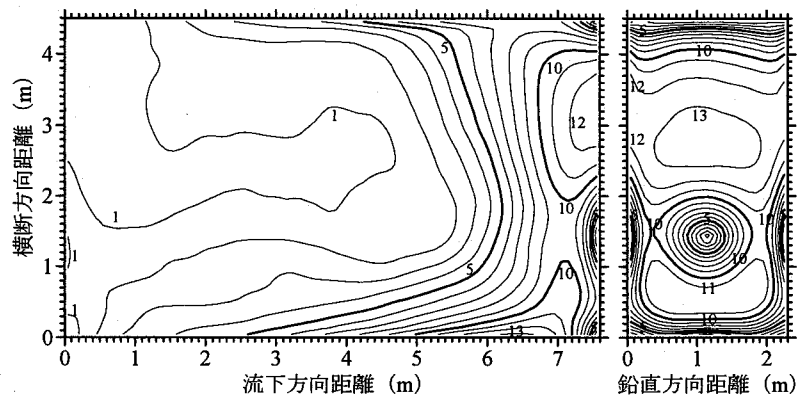


図-6 縦断面における流速ベクトル

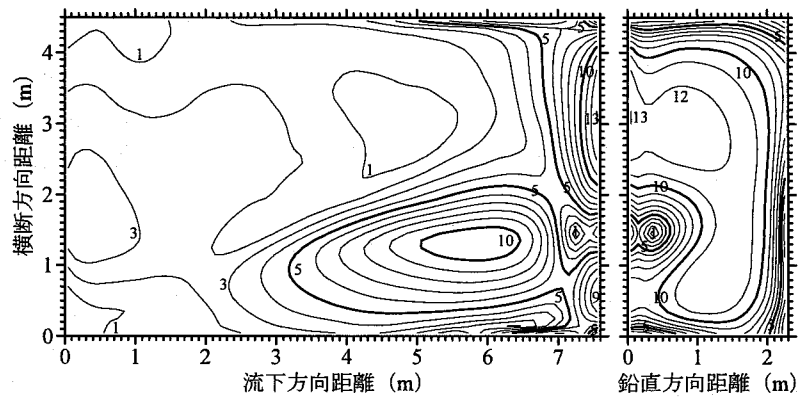
では, 圧力は静水圧状態と比べてそれ程大きくなっておらず, キャビテーション発生の可能性は低いと考えられる。

そこで, 底面およびエンドウォールに隣接する格子におけるキャビテーション係数(式(1))の平均値の等値線を示したのが図-9である。本図では左側が底面, 右側がエンドウォールである。ここでは, 通常検討の対象とされる初生数は1.0~2.5の範囲であることから²⁾, キャビテーション係数3.0以下の等値線のみを表示することとした。この結果, JFGの開度70%と40%のときにはキャビテーション係数3.0以下の領域は生じなかったため, 100%と10%の結果のみを示すこととなった。

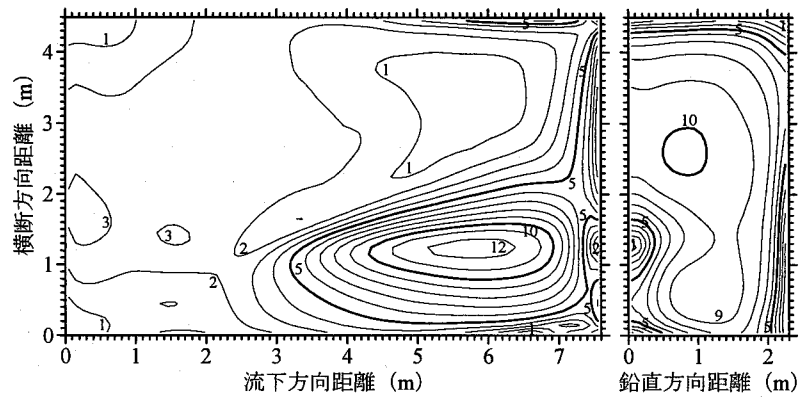
図-6~図-9より, JFGの開度100%のときにはエンドウォールに対してほぼ垂直に衝突した放流水が壁面に



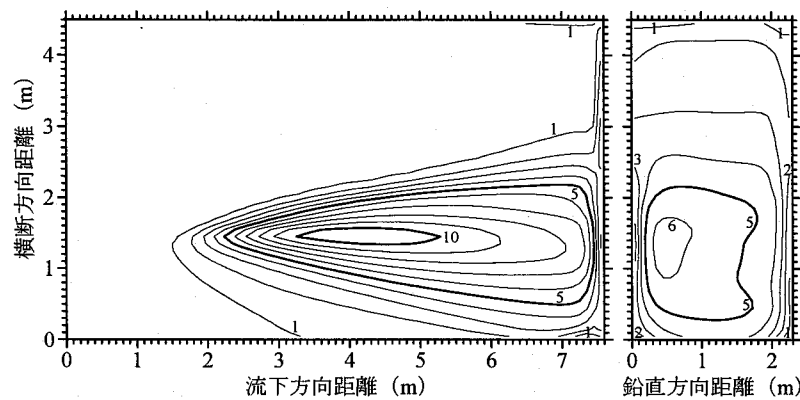
(a) 開度100%



(b) 開度70%

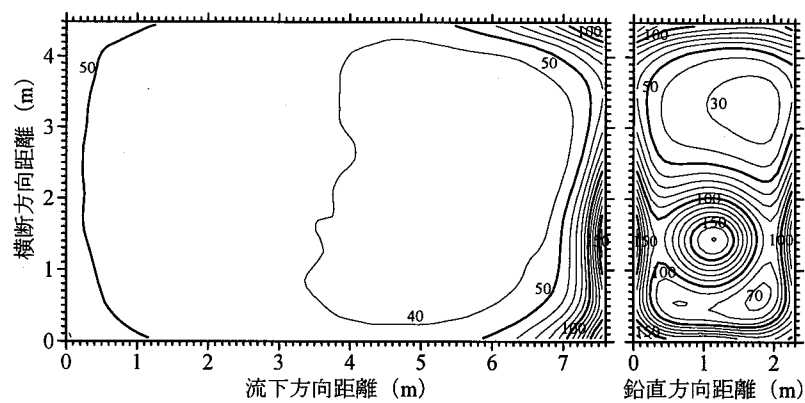


(c) 開度40%

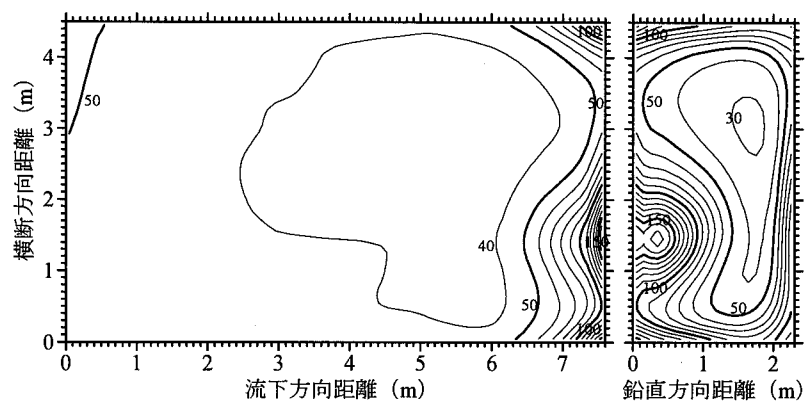


(d) 開度10%

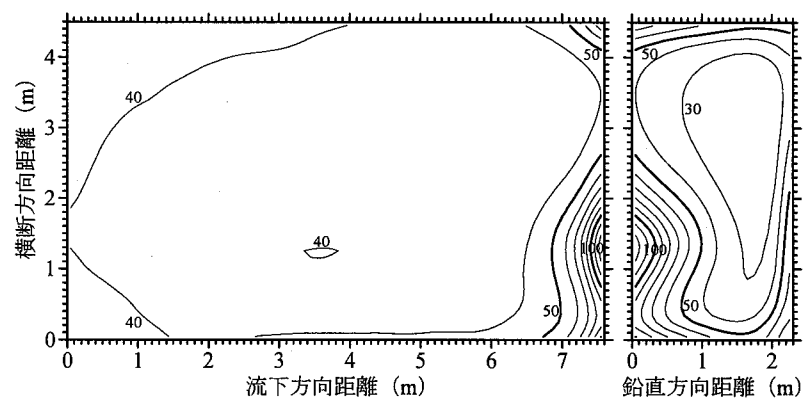
図-7 底面およびエンドウォール近傍における流速等値線(等値線間隔は太線: 5m/s, 細線: 1m/s)



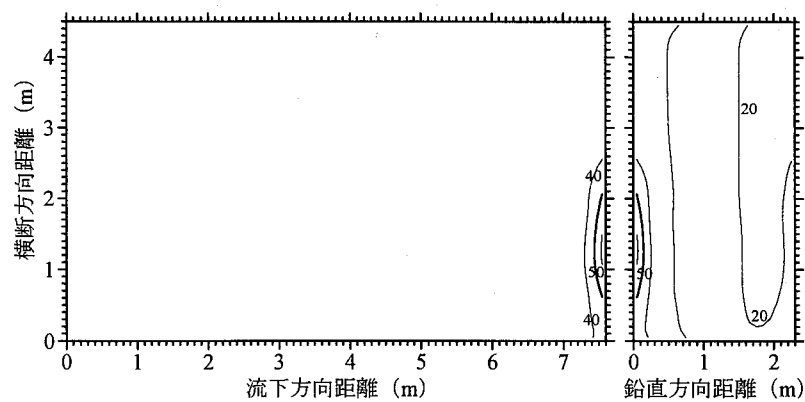
(a) 開度100%



(b) 開度70%

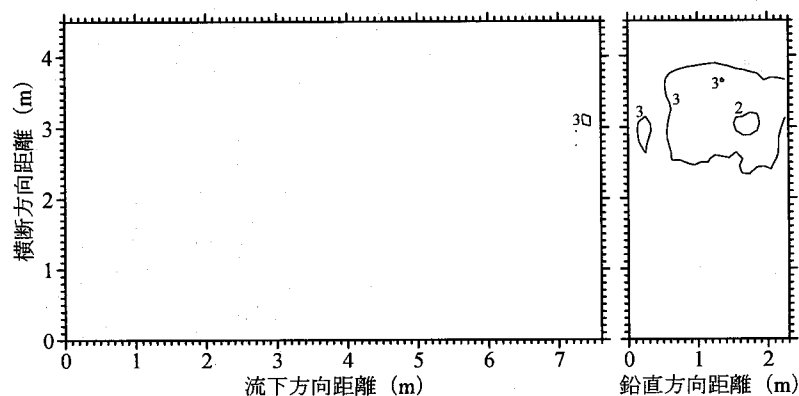


(c) 開度40%

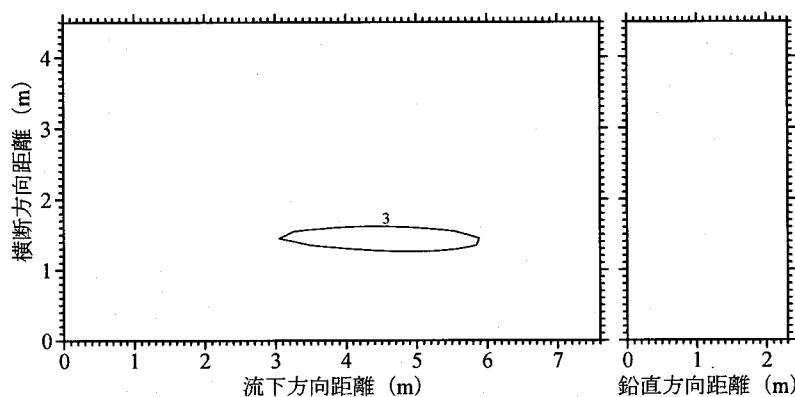


(d) 開度10%

図-8 底面およびエンドウォール近傍における圧力等値線(等値線間隔は太線: 50Pa, 細線: 10Pa)



(a) 開度100%



(b) 開度10%

図-9 底面およびエンドウォール近傍におけるキャビテーション係数の等値線(3以下を1刻みで表示)

沿って分散する箇所、JFGの開度10%のときには放流水が底面に対して鋭角で衝突する付近で、キャビテーション係数が3.0以下となる領域が生じている。これらの領域ではキャビテーション発生の可能性があると考えられる。

従って、JFGで流量調節を行うリターンフロー型水中減勢工では、キャビテーション発生防止のため、エンドウォールや、JFGの開度10%程度のときに放流水が衝突すると想定される底面付近において、継ぎ目を設けない、均平精度を高める等により、可能な限り凹凸を生じさせないことが必要と考えられる。

4. 結論

本研究では、Aダムの利水放流施設を事例として、リターンフロー型水中減勢工内の流況の数値解析を行った。さらに、その結果をもとに、減勢工内の壁面におけるキャビテーション発生の可能性を検討した。得られた主な結果は以下の通りである。

- (1) JFGの開度がほぼ100%のときは、減勢工内の底面や側面と放流管の軸との距離を放流管の口径の1.5倍としても、エンドウォールではキャビテーション係

数が3以下の領域が生じ、キャビテーション発生可能性がある。

- (2) JFGの開度が10%程度のときは、底面のうち放流水が衝突する付近でキャビテーション係数が3以下の領域が生じ、キャビテーション発生可能性がある。
- (3) 上記(1)、(2)の箇所では、継ぎ目を設けない、均平精度を高める等により、可能な限り凹凸を生じさせないことが必要と考えられる。
- (4) 上記(2)の箇所は、個別の施設によって異なるため、注意が必要である。
- (5) 本研究では、平均流況のみに着目してキャビテーション発生への検討を行ったが、本来は瞬間的な流況に基づいた評価も必要である。このことは、本研究で用いた格子解像度と数値解析スキームによる乱流変動の再現性を検証した後に、取り組みたいと考えている。

参考文献

- 1) 加藤洋治 編著：新版 キャビテーション 基礎と最近の応用、槇書店、p.7、1999。
- 2) 水門鉄管協会：水門鉄管技術基準第4回改訂版(水門扉編) 一付解説一、pp.335-336、2000。
- 3) 川合亨、松本良男、本田達：高圧ゲートの減勢工法に関する

- る実験的研究(ジェットフローゲートを対象とした新しい水中放流減勢工の基礎実験), 昭和56年度農業土木学会大会講演要旨集, pp.133-134, 1981.
- 4) 佐藤勝, 高須修二: 小容量放流設備の水中減勢工, 土木技術資料, 第26号(10), pp.535-540, 1984.
 - 5) 柏井条介, 池田慎吾: 小容量放流設備の水中減勢工—ジェットフローゲートを例として—, 土木技術資料, 第28号(9), pp.468-473, 1986.
 - 6) 柏井条介, 森野純孝: リターンフロー型水中減勢工の水理設計, 土木技術資料, 第29号(9), pp.477-482, 1986.
 - 7) 田中雅史, 阿藤正樹, 瀧元男, 野添浩彦: リターンフロー型水中減勢工に関する実験, 平成4年度農業土木学会大会講演要旨集, pp.64-65, 1992.
 - 8) M. L. Albertson, Y. B. Dai, R. A. Jensen, H. Rouse: Diffusion of Submerged Jets, Transaction of A.S.C.E., Vol. 115, pp.639-697, 1950.
 - 9) C. W. Hirt, B. D. Nichols: Volume of Fluid (VOF) Method for the Dynamics of Free Boundaries, Journal of computational physics, Vol. 29, pp.201-225, 1981.
 - 10) 堀内潔: 乱流のラージ・エディ・シミュレーションについて, 天気, Vol.38, No.11, pp.3-17, 1991.
 - 11) 瀬津家久, 山本義暢: 開水路キャビティー流れの乱流構造に関する研究, 土木学会論文集, No.614/II-46, pp.51-63, 1999.
 - 12) 数値流体力学編集委員会編: 乱流解析, 東京大学出版会, 1995.
 - 13) 正村憲史, 藤間功司, 後藤智明, 飯田邦彦, 重村利幸: 2次元・3次元ハイブリッドモデルを用いた津波の数値解析, 土木学会論文集, No.670/II-54, pp.49-61, 2001.
 - 14) 浪平篤, 高木強治, 小林宏康: 左右交互にオリフィスが開いた連続隔壁を通過する開水路流れの解析, 水工学論文集, 第48巻, pp.667-672, 2003.
 - 15) 藤井孝蔵: 流体力学の数値計算法, 東京大学出版会, 1994.
 - 16) 梶島岳夫: 乱流の数値シミュレーション, 養賢堂, 1999.
 - 17) Amsden A. A., Harlow F. H.: A simplified MAC Technique for Incompressible Fluid Flow Calculations, Journal of computational physics, Vol. 6, pp.322-325, 1970.
 - 18) 小国力 編著: 行列計算ソフトウェア, 丸善株式会社, 1991.

(2007年4月12日受付)