

ダムの Outlet Works の設計

1. 概 説

1-1. outlet works の機能と種類

outlet works とはダムによる貯溜水を下流河川へ放流する、流入口・導水管路・放水口・減勢工からなる水理構造物およびゲート・バルブなどの調節装置を総称する。

その機能はダム貯溜水の放流でありまたその流量の調節を行なうことである。ダムの目的が洪水調節ダムか利水ダムか、洪水を対象にしても防災ダムか多目的ダムかでは異なる容量の規模を求められ、調節装置を要する場合と要しない場合がある。またダムの種類によって、コンクリートダムの場合は堤体を貫通する短い管路となり、フィルタイプダムの場合にはコンクリート巻立トンネル部を含む長い管路として底部を上流側より下流側へぬける型となる。低いダムの場合は無圧のカルバートとなろう。したがってその配置も経済的、経験的理由による幾とおりかの典型的な型はあっても、ダムの種類、形式、高さ、大きさ、ダムサイトの地形などにより、またその用途別によって各個にそれぞれ最も適したものがあるわけで、さらに各国の技術的事情によっても異なる型となるわけである。

さらに outlet works が spillway と同一断面内にありその減勢地を共用する場合もあるし、調節装置の容量寸法に制限のある現在、末端で2本以上に分岐することもあり、その分岐の形状も一つの問題点となる。outlet works は洪水調節に際し予備放流用に適しており、近年わが国の多目的ダムの操作方法も大きく進歩してきたのはこのコンジエットパイプおよび高圧のゲート、バルブの進歩に負うところが多い。

その他 outlet works により水位を低下させてダム上流面の検査や修理を行なうことができる。また有害な生物・魚類をなくするため水位を低下させることも外国には例がある。

1-2. 各種ダムにおける型式の概観

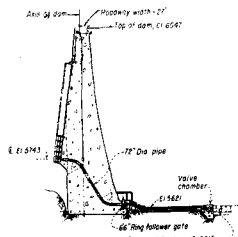
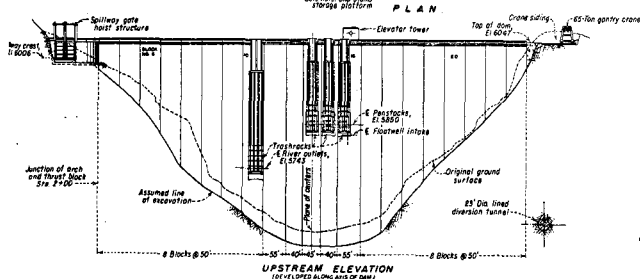
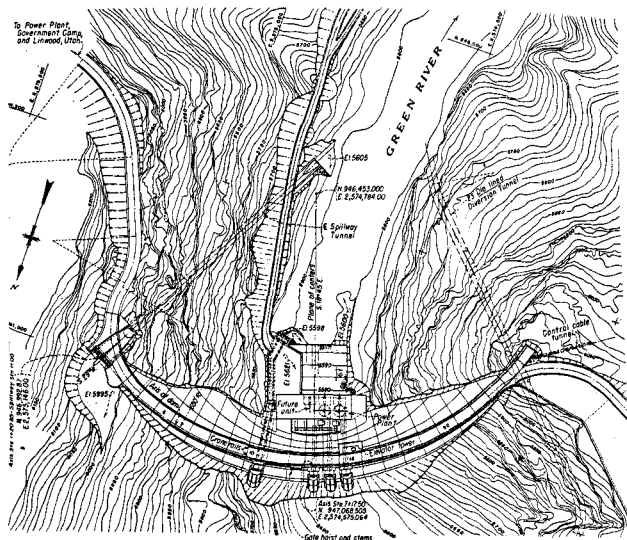
前節でも述べたようにダムの型式・目的によって必然的にきまる outlet works の設計上の要素も多い。紙面の都合で説明を省いて、各国の各種ダムの数例についてその型式を概観する。

まず、洪水調節・発電・農業など多目的のダムを建設している米国内務省開拓局 (U. S. Bureau of Reclamation) の最近のコンクリートダム(アーチダム)の例として、Flaming Gorge ダムの outlet works (平面、断面および水位流量曲線)を 図-1 に示す。また洪水調節・発電などを目的とする米国工兵隊 (U. S. Corps of Engineers) のコンクリートダム(重力式)の Lookout Point ダムと Detroit ダムの outlet works を含む断面を 図-2 に示す。

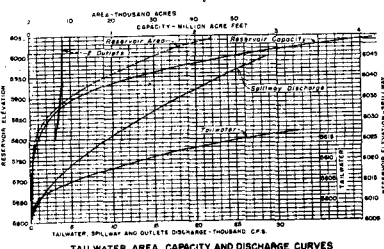
次に、わが国の高さ 60m 以上のダム(工事中のものを含めて) 120 余の約半数をしめる建設省関係の多目的ダムのうちから13例、outlet works をもつダム断面図を 図-3 に示す。

わが国の多目的ダムは戦後洪水からの国土保全と水資源開発との国家的要請によって技術の進歩と相まって活発な建設をみた。とくに著しい進歩の一つは田瀬ダムでは米国より購入しなかった大口径高水圧のゲート⁴⁾がその後は国内でもとめられるようになり、最近はとくにラジアルゲート⁵⁾関係でも著しい進歩をみせたので、ハウエルバンガーバルブ類の使用とともに高圧放水管路の採用がポプ્યラーになったことである。したがって spillway では処理のできない洪水調節のための深い利用水深と有効な容量の利用ができるようになったのは、この例にみられるとおりである。この間における土木研究所の村・荒木らの水理研究^{6),7),8)}はこの方面の進歩に貴重な寄与をあたえた。

次にヨーロッパのダムではどんな型の outlet works が用いられているかということで、図-4 にポルトガル、フランスおよびソ連邦 (USSR) のダムの縦断面図を数例あげた。発電用ダムだが洪水時の洪水処理を考えた outlet works である。西独の Dokan ダムの outlet works に設計された高圧ゲートの形とその配置例が 図-20 に示される。図-5 は英国における例¹¹⁾でこれらは発電用ダムだが、(A) 図は典型的な放流カルバートの縦断



SECTION THRU OUTLET WORKS

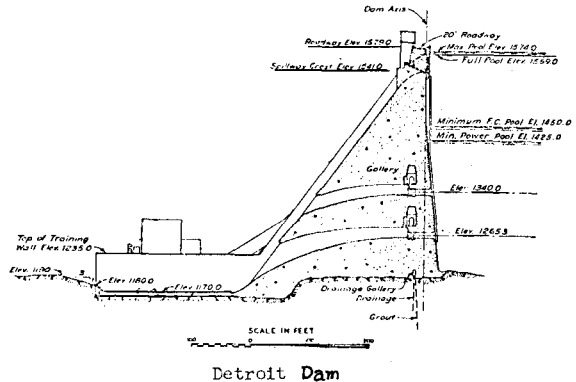


TAILWATER, AREA, CAPACITY, AND DISCHARGE CURVES

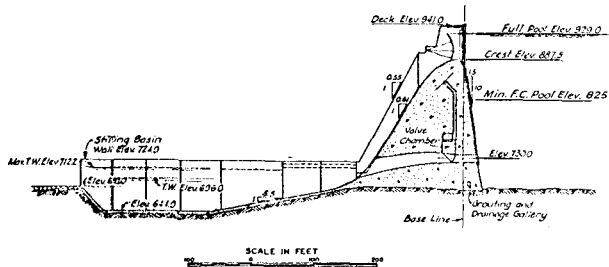
UNITED STATES
DEPARTMENT OF THE INTERIOR
BUREAU OF RECLAMATION
COLORADO RIVER STORAGE PROJECT
GREEN RIVER-FLAMING GORGE UNIT--UPPER-FLAMING
FLAMING GORGE DAM AND POWER PLANT
PLAN, ELEVATION, AND SECTIONS

591-D-142

図-1 Flaming Gorge ダム (U.S.B.R.)
の outlet works¹⁾



Detroit Dam



Lookout Point Dam

図-2 U.S. Corps of Engineers のダム
における outlet works の例²⁾

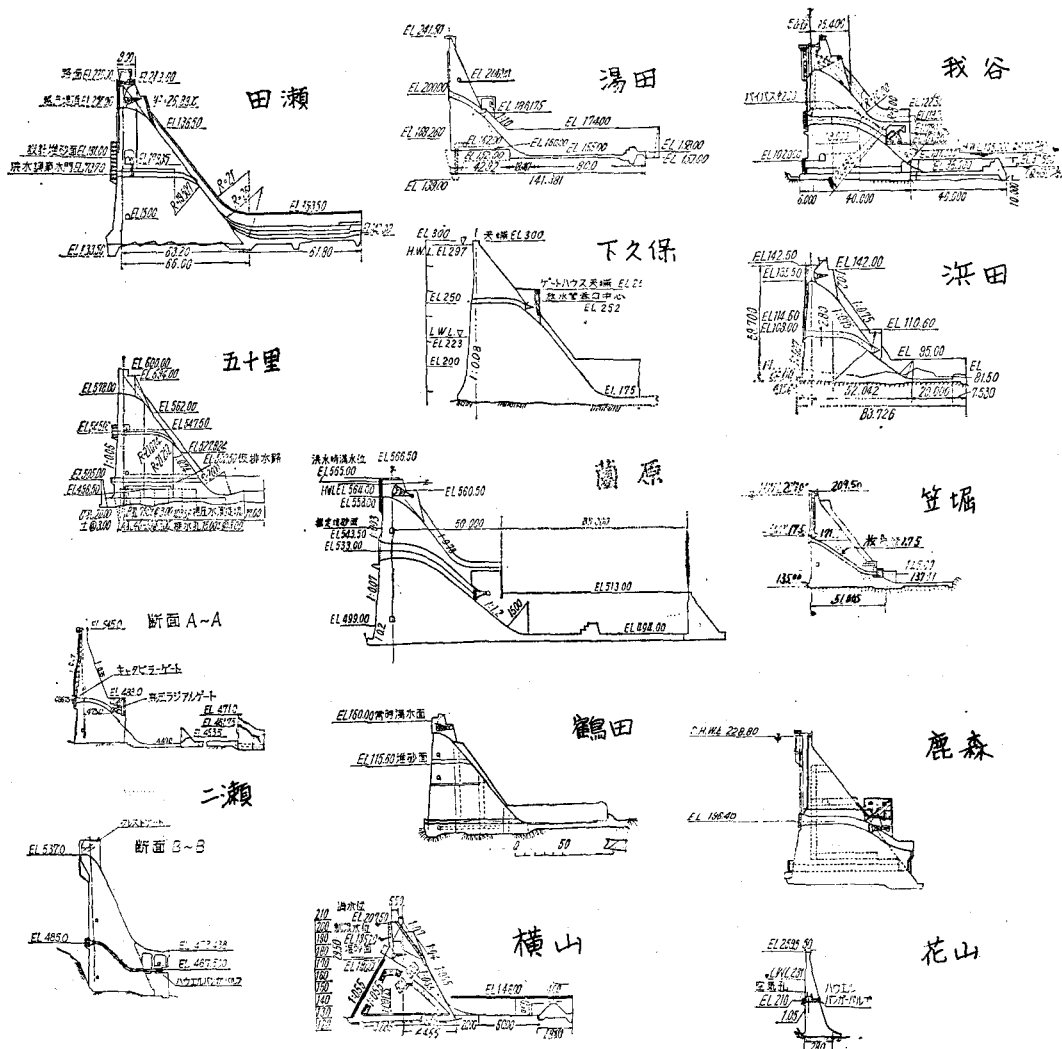


図-3 多目的ダム（建設省直轄および補助）の outlet works³⁾

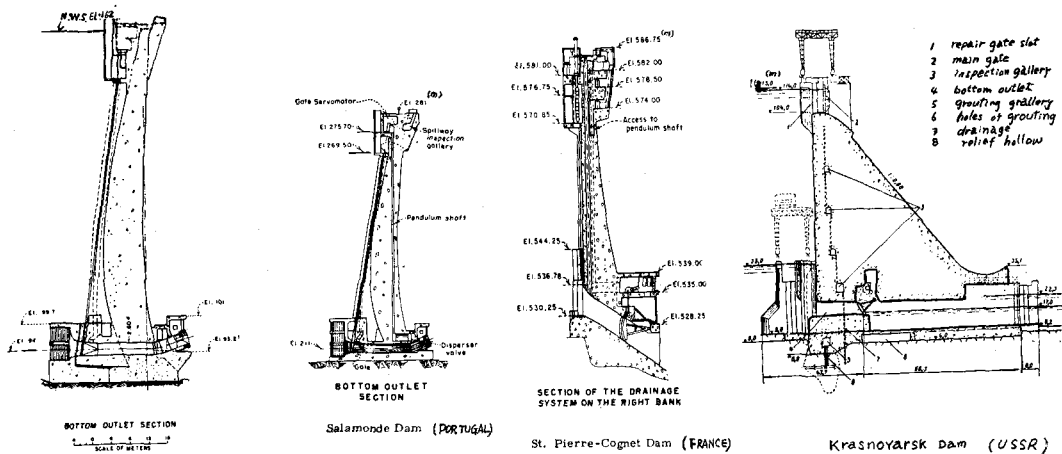


図-4 ポルトガル、フランス、ソ連における outlet works の例^{9), 10)}

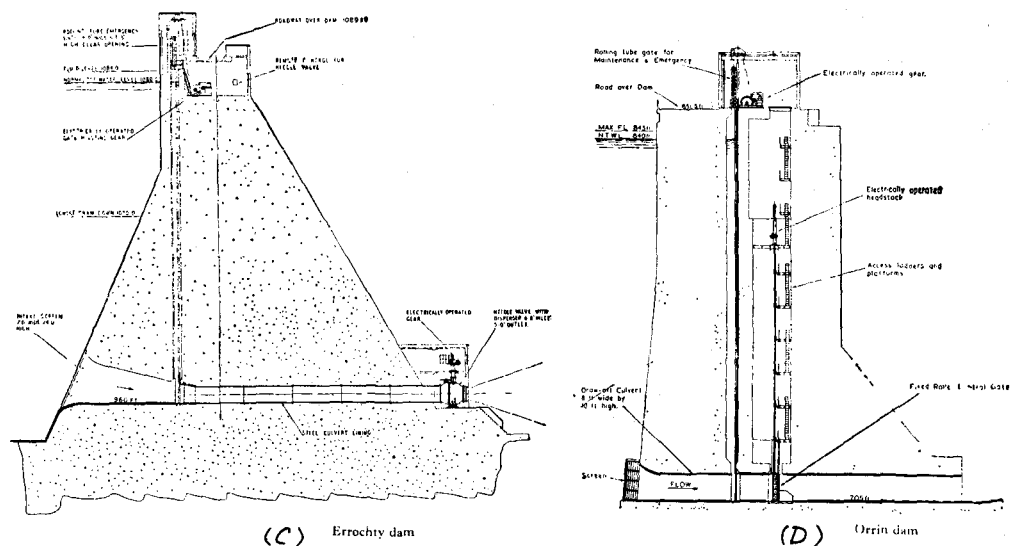
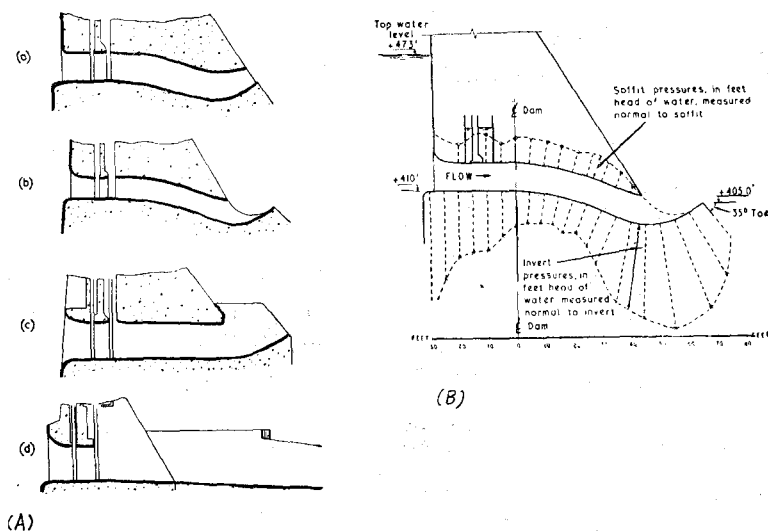


図-5 英国における outlet works (draw-off culvert) の例¹¹⁾

面図で (B) 図は (b) 型に対する水理模型実験による圧力分布形である。負圧でないことが設計条件であるが、フリップバケット型は図-3にはみあたらない。(C) 図は Errochty ダム (Perthshire 州) の outlet works で、貯水池水位の引き下げの他魚が産卵のため川をさかのぼるための補償用水を放流する。120 ft の水頭で中間の非常用ローリングゲートは 6'×7'-5" で末端には 5' のディスペーサー付ニードルバルブをもつ。英国のニードルバルブはチューブバルブ様のもので、多くのねじれ翼を内蔵して放流水に回転運動を与えジェットをやや広い範囲に散らして落下させるディスペーサーをもつ。(D) 図の Orrin ダム (Scotland) のは非常放流のみの用途で、ニードルバルブのかわりに固定ローラーゲートが用いられている。

以上はいずれもコンクリートダムの場合であるが outlet works の機能と用途が異なることの他にその国の技術的慣習というか、好みというものもあることがわかる。わが国のものは米国の型フランスの型によってやや改良されているものと思われる。

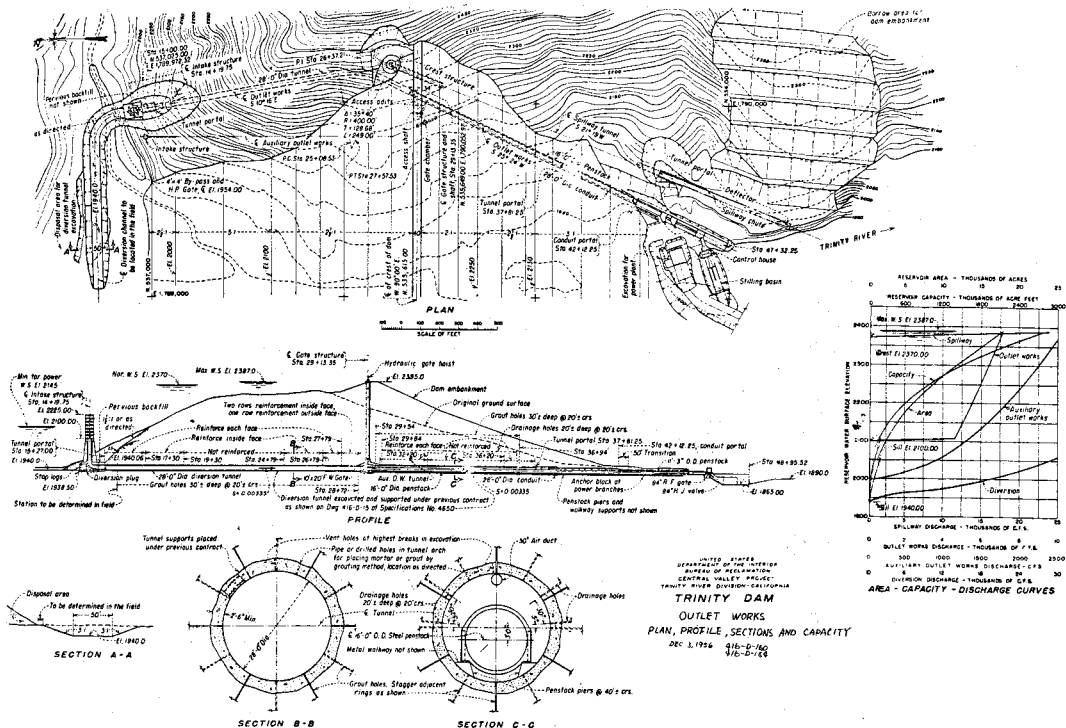


図-6 Trinity ダム (U.S.B.R.) の outlet works¹²⁾

次にフィルタイプダムに移って、図-6には米国開拓局の最近の多目的アースフィルダムとして代表的な Trinity ダムの関係図を示す。図-7は同じくアースフィルダム Prineville の outlet works であり、これは spillway と同一縦断面にあって減勢工を共用する例であり、放水管路の末端で多岐に放水管が分かれる例としては Palisades ダムのものが図-10 に示される。これらはいずれも洪水調節を伴う米国開拓局のアースフィルダムの outlet works の例である。

1-3. 計画放水容量の決定

outlet works による調節流量は下流の所要用水の補給、洪水調節規定による洪水の調節放流、法規的要求などによる規定上の補償放流を貯溜状況を考えながら必要時間内で行なえるもので下流河川の流下容量をこえない流量でなければならない。

農業用水・上水道用水などは貯水池計画できまっている流量を発電用水とかなる場合が多いが、発電所の事故の場合などに非常放流するわけで、洪水調節時はその放水に含まれる。

洪水調節用予備放流の容量は放流時間中の貯水池への流入量を考えて、調節用貯水池空間をあけるべき所要時間によってきめられる。この場合その時期の貯水池の水位も考えられるべきで水位の高いときは spillway からの放流との関係が考えられる。また下流河川の流下容量をこえないようにきめられる。放水工入口敷高の概略の範囲がきまれば計画貯水位と合せて水頭がきまり、管径を想定すれば放水容量がでるわけだが、逆に容量がきまっていれば管径が求められる。管径がゲート等の寸法で制限のあるときは本数をふやすことになる。貯水池を検査などのために低下させる outlet works なら、空にする必要のある最低水位と所要時間がわかれば寸法がきまる。

工事中の仮排水路をかねる場合はそのための容量が支配する。低いダムにおける放水工では水理的に開水路となる場合が多く、この場合の寸法は比較的大となる。

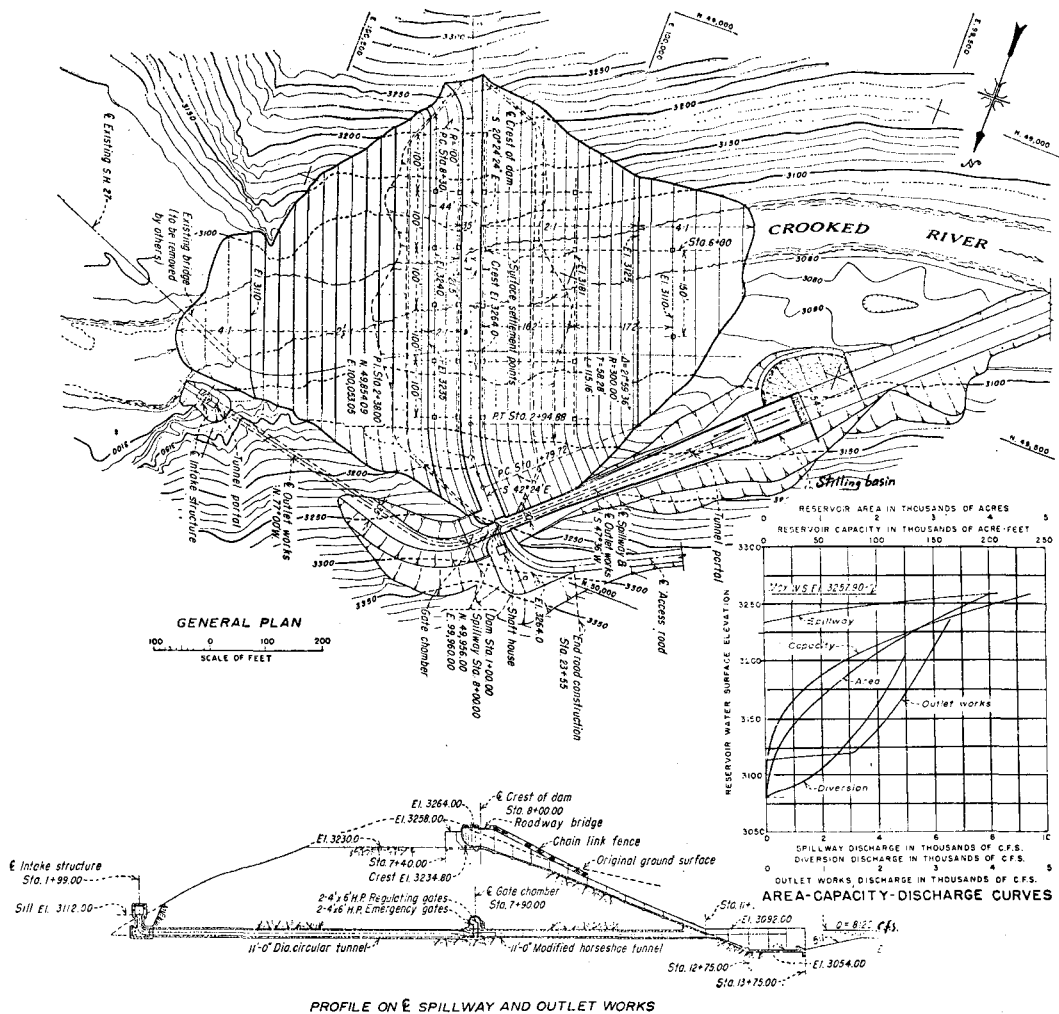


図-7 Prineville ダム (米園開拓局 U.S.B.R.) の outlet works¹³⁾

1-4. 貯水池水位に関係する outlet works の敷高

取水口標高, 放水調節工の標高および導水管敷高の決定には, 貯水池の水位に関係する考察が必要である¹⁴⁾。まず所要放流量を得るため, 放水工は放流に必要な水頭がえられるようにできるだけ低水位に設けねばならない。しかし小さなダムなどでは貯留用空間がいくらもないので, 堆砂水深のみをあげて河床標高近くに設計される。もしそのダムが流水をせきあげたり分流するためのものなら, outlet works の取水口は高い水位に設ける必要がある。

利水用のダムなら貯水池のふりわられた各利水目的別空間の最低水位まで水が取れるように outlet works は十分さげねばならないが, 河床よりは十分余裕をもたねばならない。というのは普通堆砂水深としてまた米国などでは魚や生物のためレクリエーションプールとしても死水のような放流しない余裕の貯留水深があるのが普通である。

洪水調節用のダムでも取水口敷高は十分堆砂深より高くする一方, 死水のトップ水位まで予備放流ができるよ

うに十分低くしなければならない。

図-8に示されたとおり、所要流量に対する放水管路の寸法は流れを生ずる有効水頭との相関関係で変わるわけで、

$$H_e = K_1 h_v, \text{ または } H_e = K_2 \frac{Q^2}{A^2} \quad (1)$$

ここに H_e : 流量 Q を流す総有効水頭, Q : 所要放水量, A : 管の所要断面。

この関係は例えば図-8(A)のように表わされる。この例でもし 0.5m から 1.4m に有効水頭が増加できたら、これに従って管路径も 1.8m から 1.4m に節約されるわけである。これは有効水深以下の実用はしない水深(死水部)を増加すると、管路径が大いに節約できることを示す。この死水部水深の増加を(B)図で dc とすると、貯水池の利用からいうならば満水位以上の同一容量に対する水深 gf の増加を与えればよいわけである。どの貯水池でも水位-容量曲線は水位が高くなるに従いカーブがねてくるのが普通であるから、高ダムでは $gh=de$ の場合 $gf \ll dc$ となる。したがって管径を小さくして得る工費の節約と gf だけダムの満水位をあげた場合の工費増といずれが経済的かということは個々の例で十分検討する価値がある。

放水口が河床標高である工事中の仮排水路を利用した型でも、完成後の取水口が堆砂水深より上にできるように工夫される(図-6, 7, 10)。そしてもとの流入口はダム施工完成後プラグをつめる。

1-5. 放水管路の設計条件

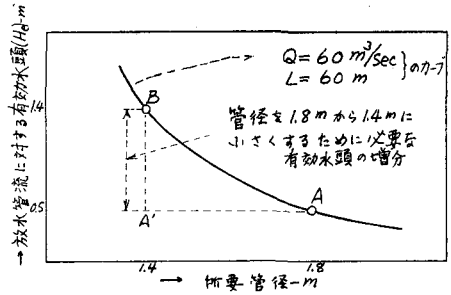
洪水調節用 outlet works (多目的ダム) は spillway と相まって洪水調節計画曲線を満足させるものでなければならない。まず spillway との関係についてのべると¹⁵⁾,

- (1) 洪水待期の最低貯水位と計画高水位との標高差が比較的小さく spillway のゲート高より小さくできるときは、この種の outlet works はいらない(藤原ダム・市房ダム・桂沢ダム・永瀬ダムなど)。
- (2) しかしこの場合でもアーチダムのように深い越流部を設けることが構造上不利な場合とか、ゲートの製作費が高くなるときはむしろ深い水深に管路(outlet works)をもつ方が有利である。
- (3) 洪水待期の最低貯水位が spillway 敷高より低いときは洪水調節用放水管路が設けられる(田瀬ダム・五十里ダム・大野ダム)。

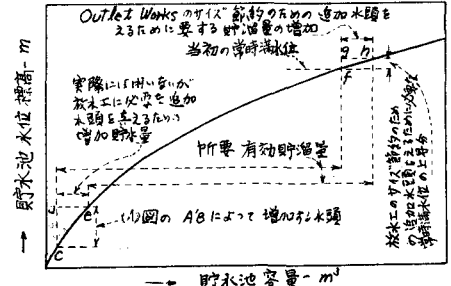
このように各貯水池計画によって spillway との組合せはまちまちだが、わが国の場合は洪水ピークが比較的大きいし放流管径は制限されるので一般に深い放水設備が望ましい。一方、部分開きのできる大口径高圧のゲートを数少なく設けることができれば有利である。

最近わが国でも安全な操作状態を確保できる大口径洪水調節用放水管が盛んに用いられるようになったが、その設計条件としては^{15), 16), 17)},

- (1) 計画対象洪水に対する洪水計画曲線を満足させる放流ができるよう管路の敷高と寸法をきめる(水頭・流量条件)。
- (2) 管路内およびその流入口放水口内のすべての場所で調節装置を全開するときも部分開きで操作する場合も、破壊・故障のおそれがないようにすること。破壊の原因としては高速流流線の剝離などに基づく著しく低い負圧(蒸気圧以下、たとえば 25°C で -3.0m 水頭)の発生によるキャビテーションが一番注意を要し、発生場所としては管の彎曲部、ゲートなどの周辺断面急変部、ゲートの戸みぞ下流部などであり、この対策は



(A) 放水管路の内径と有効水頭との関係



(B) 放水管路のサイズと貯水池満水位との関係

図-8] 最小設計水頭と管路径との関係¹⁴⁾

十分流線にそう形にするか給気を行なう。またゲートを部分開きで操作するときは水理的ダウンプルやゲート背面の流れの状態によって振動も生ずる（水理条件）。

- (3) 管路からの放流水が堤体下流面、水叩き面その他下流河川に被害を与えぬよう減勢工を考える（放水条件）。
- (4) ダムの設計上施工上無理がなく安全なもの、管の製作上も安全で容易なもの、高圧ゲートの製作可能範囲にあるもの（構造および製作条件）。
- などである。

水理特性で放水管を分類したものに村、荒木（1954）⁶⁹のⅠ、Ⅱ、Ⅲ型がある。

- (1) Ⅰ型放水管は放水管の位置が比較的高く、堤体下流面から放流し全長にわたって管水路となるもので、下流側の彎曲部で放流水をダム下流面にそわせる場合が多くキャピテーションについて最も注意を要する。このため出口の断面を漸縮するとともに十分な給気を設ける必要がある。管末にバルブなどをつけて自由放出する場合はキャピテーションもなく絞ることもいらない。高水位のときの流量損失はかなり大きい、堤体内の管の大きさはⅡ型より小さく構造上有利である（図-1、田瀬ダム・五十里ダムなど）。
- (2) Ⅱ型放水管は管の途中から断面を急に拡げて開水路型とする放水管で、開水路になってから水流が放出されるので管内のキャピテーションはほとんどない。管水路が短かいため流量損失も小さい。しかし開水路部には空気の混入した急速な射流を生じ水理的に不安定になりがちで、空気の供給も大事であり、開水路下流部は大きい彎曲で拡張を要することは、ダムの構造には好ましくない（図-2、大野ダムなど）。
- (3) Ⅲ型はⅠ型が下流水面以下の水中に開口しもぐり噴流として放流される型で、洪水調節容量は大となり、キャピテーションの心配も少ないが取水口は堆砂高よりは高くしなければならぬ（藤井川ダムなど）。

村・荒木らは水理模型実験を伴う一連の研究において、Ⅰ型管の細部にわたり水理計算式、基本的諸条件式を発表し^{69,70}、Ⅱ型管についても開水路部底面の凹面の場合凸面の場合の不等流公式を導き各種断面についてその計算図表を提供した⁶⁹。これらはいずれも建設省のこの種放水管の開発の水理的基礎となったもので高く評価されるべきものである。なお2, 3の解説^{170,180,190}の他すでに多くの文献^{200,210,220,230}に引用説明されているのでここではそのことを記して説明を省く。

次に補償放水管の設計条件としては、堆砂面上の死水中に位置させた小さい管路でよい。低いダムではカルバート型式で工費のかからぬよう底面にそわせる場合が多い。設計上は部分的開水路の流れの設計になるかもしれない。

1-6. 特殊な問題点と水理模型実験

outlet works の一般的設計については Hoffman (1960)¹⁴⁰、また建設省で採っている堤体内に設置の大口径高圧放水管の設計については前述の村・荒木らの研究があり、この種の設計については実用上はほとんど解析されたものと思われる。しかしながら1-1.、1-2.でのべたようにきわめて多種多様な outlet works の型が考えられることと、洪水調節方法の進歩と流量調節のゲート、バルブの能力が相当な範囲の条件をカバーしてきているので、outlet works の設計は今後も各種の事情で益々経済的な方向に変わった設計が要請されるに至ろう。

その場合、わずかな改良も必らず特殊な問題点を生じ、これを解決する最も有力な手段は水理模型実験であると考え。自由水面をもつ場合は Froude の相似律を、管中の部分のみのときは Reynolds の相似律を採り、水または低速空気を使って行なわれるわけである。この場合キャピテーションの問題を取り扱う機会も十分あると思うが、低圧水槽でその現象を実現することもできるし、相似律は確立されてなくてもキャピテーション数は十分有効に使える。また水理ダウンプルの問題などいずれも負圧水頭に関する問題であり、流体力学的アプローチと併行して解明されねばならない問題だが、これらは少なからぬ水理研究技術者の現在までの研究によって基礎づけられ、また今後の研究によって進歩するものであることは違いない。したがって本稿では、放水管路中の流れ、ゲート、バルブおよび減勢工の順序で、水理研究成果を中心に outlet works 設計上の特殊な問題点と一般的な設計資料についてのべていきたい。

2. 放水管路中の流れに関する水理設計

2-1. 放水管路中の流れの性質

outlet works の水理は2つの流れの状態、開水路の流れ（または free flow）と管路の流れ（または pressure flow）のいずれか1つまたは両方を含む。

開水路では当然管路型でも満水流でなく自由水面をもつ場合は、開水路の流れでありこの解析はエネルギー保存則に従う不等流の運動方程式と連続の式による。管路の満水流のときは管中の流れの解析を行なうことは当然で、所要流量を流すために必要な有効水頭をきめるための損失水頭の研究を含む。

跳水減勢池、バフフルまたは衝撃ブロック減勢工、あるいは他の減勢工は普通 outlet works の下流部で余分の流れのエネルギーを減殺するために用いられる。これらの多くは運動量（保存の）方程式により計算される。

2-2. 普通型 outlet works の水理設計

調節ゲート（バルブ）が管路の入口から下流にある点に設置される場合、調節ゲート（バルブ）より下流の部分は管中の流れ（圧力流）となる。調節ゲートをもたない流入口はもぐり状態の管路でも流入口の形状（スムーズなほど）、貯水池水頭（大なるほど）、管路の底こう配（緩かなほど）、管路長（長いほど）によっては管中の流れ（満水流）となるし、開水路の流れともなる。この現象についてはカルバートの水理として Chow の図表（水理公式集 [3.6.6]）²⁴⁾がある。

円形断面管路の自由流出について水路全体が管路になる場合、両者が共存する場合、開水路になる場合の予測計算の考察には、今後の実験によって確められるパラメータと補正項を明示した栗津・近藤（1965）²⁵⁾の研究がある。

このようにして計画する管路中の流れの現象そのものを明らかにして、それに適合する水理計算を行なうことが肝要である。しかしここでは管中の流れに限ることにして、まず最も普通で一般的な図-9に示される圧力管路中の流れ¹⁴⁾（ゲートがなくても管中の流れになるものは同じ水理計算ができる）を示す。図-9においてベルヌイの定理により、

$$H_T = h_L + h_{v2} \quad (2)$$

ここに H_T は総水頭、 h_L はこの管路系の損失水頭の計である。

上式は図中に説明される各損失水頭の記号を使えば次のようになる。

$$H_T = h_t + h_e + h_{b5} + h_{f5} + h_{ex(5-4)} + h_{f4} + h_{c(4-3)} + h_{g3} + h_{ex(3-1)} + h_{f1} + h_{b1} + h_{c(1-2)} + h_{g2} + h_{v2} \quad (3)$$

自由流出に対しては、 H_T は貯水池表面から放出ゲートまたは放出口の中心までの水頭である。放出ジェットが下流管路床面を流下するときは、水頭は最大の縮流部における流出ジェットのトップまでの水頭となる。もし放水口がもぐり流出のときは水頭は下流水位までの水頭となるのは当然である。

種々の損失は各関係損失係数で次のように表わされる。

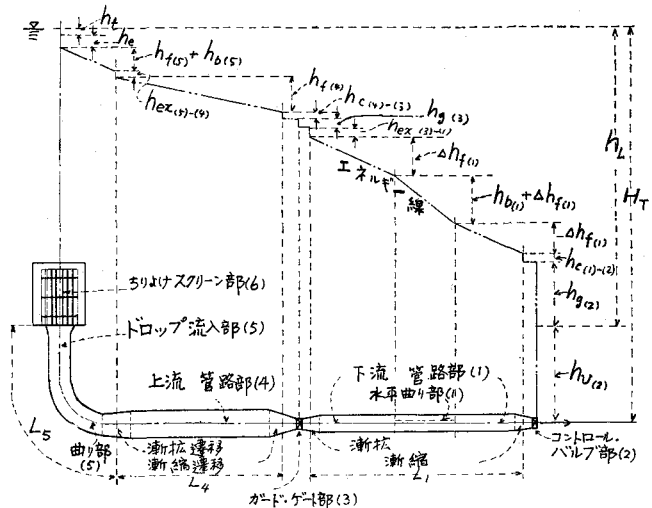


図-9 Outlet works 圧力管路中の流れにおける諸損失水頭略図¹⁴⁾

図-9においてベルヌイの定理により、

$$\begin{aligned}
H_T = & f_t \left(\frac{v_6^2}{2g} \right) + f_e \left(\frac{v_5^2}{2g} \right) + f_{b5} \left(\frac{v_5^2}{2g} \right) + \frac{fL_5}{D_5} \left(\frac{v_5^2}{2g} \right) + f_{ex} \left(\frac{v_5^2}{2g} - \frac{v_4^2}{2g} \right) \\
& + \frac{fL_4}{D_4} \left(\frac{v_4^2}{2g} \right) + f_c \left(\frac{v_3^2}{2g} - \frac{v_4^2}{2g} \right) + f_g \left(\frac{v_3^2}{2g} \right) + f_{ex} \left(\frac{v_3^2}{2g} - \frac{v_1^2}{2g} \right) \\
& + \frac{fL_1}{D_1} \left(\frac{v_1^2}{2g} \right) + f_{b1} \left(\frac{v_1^2}{2g} \right) + f_c \left(\frac{v_2^2}{2g} - \frac{v_1^2}{2g} \right) + f_g \left(\frac{v_2^2}{2g} \right) + f_v \left(\frac{v_2^2}{2g} \right)
\end{aligned} \quad (4)$$

ここに $f_t \sim f_v$ は各部分に対する損失係数、 f は管中の流れの Darcy-Weisbach の摩擦損失係数（いずれも水理公式集〔2.1〕参照）²⁰ である。

(4) 式は各種損失を任意に選ばれた流速水頭の項で表わせれば簡単な形になる。連続の式から、 x なる個所の断面積と流速を a_x, v_x とすると、

$$Q = a_1 v_1 = a_x v_x,$$

したがって、

$$\frac{v_x^2}{2g} = \left(\frac{a_1}{a_x} \right)^2 \frac{v_1^2}{2g} \quad (5)$$

これを (4) 式に入れると、

$$\begin{aligned}
H_T = & \frac{v_1^2}{2g} \left[\left(\frac{a_1}{a_6} \right)^2 f_t + \left(\frac{a_1}{a_5} \right)^2 \left(f_e + f_{b5} + \frac{fL_5}{D_5} + f_{ex} \right) \right. \\
& + \left(\frac{a_1}{a_4} \right)^2 \left(\frac{fL_4}{D_4} - f_{ex} - f_c \right) + \left(\frac{a_1}{a_3} \right)^2 (f_c + f_g + f_{ex}) \\
& \left. + \left(\frac{fL_1}{D_1} - f_{ex} + f_{b1} - f_c \right) + \left(\frac{a_1}{a_2} \right)^2 (f_c + f_g + f_v) \right]
\end{aligned} \quad (6)$$

[] の内を F_L と表わせば、

$$H_T = F_L \frac{v_1^2}{2g}, \quad \text{そこで } Q = a_1 \sqrt{\frac{2gH_T}{F_L}} \quad (7)$$

次に放流水をダム下流面にそわせる I 型の放水管の場合は²¹、基面を管末端の高さにとり、 a_m, v_m を出口（断面積を曲管部において出口に向って漸次縮小した橢円管として）の断面積と流速とし、 P_s を曲管部直截断面の潤辺、 A_s をその断面積、 L_s をその長さとし、直管部の直径を D_0 、断面積を A_0 、長さを L_0 とすれば、

$$\left. \begin{aligned}
Q &= a_m \sqrt{\frac{2gH_T}{F_L}}, \\
F_L &= 1 + f_e \left(\frac{A_m}{A_0} \right)^2 + f \left\{ \frac{L_0}{D_0} \left(\frac{A_m}{A_0} \right)^2 + \frac{A_m^2}{4} \int_0^{L_s} \frac{P_s}{A_s^3} ds \right\}
\end{aligned} \right\} \quad (8)$$

$\int_0^{L_s} \frac{P_s}{A_s^3} ds$ の積分は管の断面が円形のまま直径を直線的に修正する場合は簡単に計算できるが、この場合はいくつかの区間に区切ってそれぞれの部分では A_s, P_s は一定として近似計算をすればよい。

2-3. 分岐 Y 型管の水理設計

洪水調節用の outlet works の場合などは所要放流量が大きく、一方調節ゲートやバルブの容量には制限がある。この場合堤体部分を 1 本の管路部で通し、これから 2 本以上の管路に分岐させて末端に調節装置を設けることが一つの方法である。図-10 に示される Palisades ダムは U.S.B.R. の洪水調節・農業・発電用の多目的ダムで、outlet works の容量は 33,000 ft³/sec でスライドゲートが 4 門、ホロージェットバルブが 2 門でこれを調節するという本節には格好の例である（これ以上の洪水に対しては 48,400 ft³/sec の spillway がある）。Schuster (1956)²⁰ の実験結果は (C) 図に示されているが、当初設計の等径エルボウ（上の図）ではキャピテーション圧力（蒸気圧以下の負圧）が、1 ゲートを閉じ 1 ゲートのみ開いた場合スライドゲートの上流に生じた（Y クロッチおよび下流）。同じものでもホロージェットバルブのときは流量係数 C が小で圧力が大となるので、高圧のバック圧力が上流におよびキャピテーションは生じない。次に中の図のように 9°57' エルボウについて実験を行ったが、大部改良されたものの分岐後の直線部にうつる個所にかなりの負圧が生じた。高速の流線が剥離しや

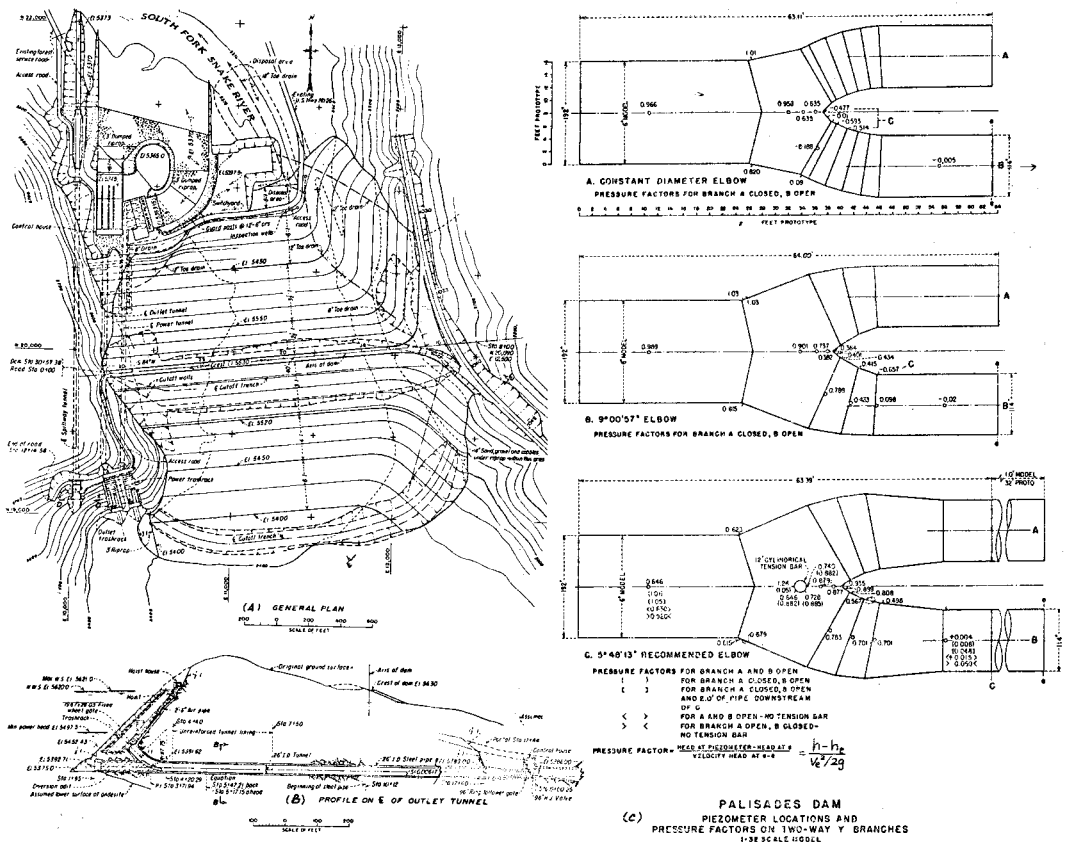


図-10 Palisades ダム (U.S.B.R.) の outlet works と Y 分岐管の水理模型実験 (Schuster)²⁶⁾

すい形である。下の図のように $5^{\circ}48'13''$ コンバージするエルボウが最後に実験され、キャビテーション圧は生じないことを確かめた。ゲート全開時の流量は22.6%が H. J. V. から、77.4%がスライドゲートから放出される。(C) 図の Y 型分岐管図中に記入されている圧力フラクター (P. F.) は、

$$P.F. = \frac{h - h_e}{V_e^2 / 2g}, \quad h - h_e = (P.F.) \frac{V_e^2}{2g} \quad (9)$$

ここに h : 検証ピエゾメータにおける圧力水頭 (m), h_e : 分岐下流 e-e における管内圧力水頭 (m), V_e : e-e における Q/A_e で平均流速 (m^3/sec)。

これは大気圧への自由放流の場合について計算されているが、バルブ、ゲートで調節の場合でもその流量係数 C がわかれば、Y 型ブランチの末端の圧力水頭 h_e は計算できる。

$$h_e = \left(\frac{1}{C^2} - 1 \right) \frac{V_e^2}{2g} + h_i \quad (10)$$

h_i は Y 分岐末端から調節装置までの管内損失水頭で、調節装置が末端に近づく h_i は小さくなる。

P.F. によってブランチの調べたい個所の圧力が計算できる。いま 1 例を示す。 $Q = 198 \text{ m}^3/\text{sec}$, $A_e = 6.58 \text{ m}^2$, $V_e = 30.1 \text{ m/sec}$, $\frac{V_e^2}{2g} = 46.22 \text{ m}$, $C = 0.92$ (分岐部末端のスライドゲートに対して) が既知で h_e を計算する場合、(10)式から、

$$h_e = \left(\frac{1}{C^2} - 1 \right) \frac{V_e^2}{2g} = \left(\frac{1}{0.92^2} - 1 \right) 46.22 = 8.41 \text{ (m-水頭)}$$

Y 分岐への入口の圧力を求めるには、たとえば (C) 図の上の図から $P.F. = 0.966 \approx 0.97$ をえて、(9)式より、

$$h = (P.F.) \frac{V_e^2}{2g} + h_e = 0.97 \times 46.22 + 8.41 = 53.24 \text{ (m)}$$

を得る。同様にしてクロッチでは $P.F. = -0.59$ であるから、C の大なるゲートの場合は相当低い負圧となり、水は 25°C で水頭 -3m で、水温がやや下っても -5m 位の負圧になると蒸気になるのでこれは当然キャビテーションを生ずることがわかる。またバルブの場合は C が小さく h は大となるので h は負にならないわけである。

次に $P.F.$ を用いて Y 型管の損失水頭の計算を行なう例を示す。いま両端とも全開のとき分岐前にセクション(1)、分岐後にセクション(2)を考えると、(1)における総水頭 H_1 は、

$$H_1 = \frac{V_1^2}{2g} + \frac{p_1}{\gamma} = \frac{V_1^2}{2g} + \frac{p_2}{\gamma} + (P.F._1 - P.F._2) \frac{V_2^2}{2g}$$

$$Q = 2Q_2, \text{ したがって } AV = 2A_2V_2, \frac{V_1^2}{2g} = 0.497 \frac{V_2^2}{2g}$$

$$\text{そこで } H_1 = \frac{p_2}{\gamma} + (P.F._1 - P.F._2) \frac{V_2^2}{2g} + 0.497 \frac{V_2^2}{2g}$$

(2)における総水頭 H_2 は

$$H_2 = \frac{V_2^2}{2g} + \frac{p_2}{\gamma}$$

(1) から (2) への損失水頭は

$$h_L = H_1 - H_2 = \frac{p_2}{\gamma} + (P.F._1 - P.F._2) \frac{V_2^2}{2g} + 0.497 \frac{V_2^2}{2g} - \frac{p_2}{\gamma} - \frac{V_2^2}{2g}$$

$$P.F._1 - P.F._2 = 0.646 - 0.004 = 0.642 \text{ (図-10 (c) 下の図より)}$$

$$h_L = 0.642 \frac{V_2^2}{2g} + 0.497 \frac{V_2^2}{2g} - \frac{V_2^2}{2g} = 0.139 \frac{V_2^2}{2g}$$

次に一端が全開で一端を閉じたときは、

$$h_L = 0.126 \frac{V_2^2}{2g}$$

を得る。

いま等径の n 本に分岐した管を全開したときの h_L を求める式は次のとおりである。

$$h_L = (P.F._1 - P.F._2) \frac{V_2^2}{2g} + \left(\frac{nA_2}{A_1} \right)^2 \frac{V_2^2}{2g} - \frac{V_2^2}{2g}$$

$$= \left\{ (P.F._1 - P.F._2) + \left(\frac{nA_2}{A_1} \right)^2 - 1 \right\} \frac{V_2^2}{2g} \quad (11)$$

ここに A_1, A_2 : 分岐前後の管の断面積, $A_1 > A_2$

2-4. 放水管路中のラジアルゲートにより調節される放流量の水力実験

放水量の精密な調整を行なうことも outlet works の機能の1つであるから、管路中の高圧ゲートの開度と放流量の関係を調べておくことはきわめて重要である。しかしながら模型実験を行なっている個々のダムについては、この関係がわかっているもののまだ一般的な関係式はなかった。中川・藤本・土屋 (1964)¹⁵⁾ はラジアルゲートによって開水路に放流される角型のような管路敷が水平な放水管路の模型をもちいて、 H (管路下端までの総水頭)、ゲート開度 y/h (h : 管路径, y : ゲート下端と管路敷との垂直距離) およびゲート傾斜角 θ (下流側へ θ° 傾斜開き) が放水管ゲート調節時の放流量 Q に及ぼす影響について実験データを整理した結果、ゲート全開時の Q を Q_{max} として、

$$\frac{Q}{Q_{max}} = 0.808 \frac{y}{h} - 0.140 \cos \theta + 0.110 \quad (12)$$

なる関係があることを示した。ただし実験範囲は、 $H/h > 3.8$, $0.8 \geq a/h \geq 0.2$, $1.0 \geq \cos \theta \geq 0.5$, であり、この式による推定値は実測値と6%以内の誤差であった。なお Q/Q_{max} はこの実験範囲内では H/h に関係はなく y/h , θ のひとしいものは一定のようであった。

次節でのべる Naudascher の解析はこの種の問題に対する1つの解答であるが、中川らもこの型について次のような式をあげている。

$$q = C_o C_e y \sqrt{2g(H - C_e y) / 1 + \left(\frac{C_o C_e y}{h} \right)^2 \left(f_e + f \frac{L}{h} \right)} \quad (13)$$

ここに q : 単位巾当りの流量, C_o : 流速係数 ($1/C_o^2 = 1 + f_o$), C_e : 放水の縮流係数, H : 貯水池の出口下端までの総水頭, L : 管長, f_e : 入口損失水頭, f_o : 出口の損失水頭, f : 摩擦損失係数

Re 数が大きいから f はほぼ一定, L, h, y は放水管の幾何学的寸法であるから, q は結局 C_o と C_e できまり H/h が大なるときは出口における損失は無視できるので $C_o = 1$ と考えれば, C_e の値がわかれば q が求められることになる。 C_e には Von Mises の2次元ポテンシャル流として求める解析とか静水圧分布を仮定した Pajer の解, Koch-Carstanjen の解がある。

これは θ なる角度をもつラジアルゲートであるが、この実験式からリーフゲートの場合も C_o をパラメータとした Q/Q_{max} と y/h との関係がとりあげられることが示唆される。次節にこの場合の一次元解析と実験を伴った Iowa 大学における研究を詳しく紹介する。

2-5. 高圧リーフゲートにより調節される流れの流理解析

リーフゲート (high-head leaf gate) とは高圧スライドゲートその他比較的厚さのうすい平板扉体 (リーフ) が左右両端を戸みぞに支持されて上下するゲートを称し、このゲートは建設にも維持にも甚だ便利なので、大口径放水管や管路の流量調節や緊急閉塞の高圧ゲートとして最も広く用いられてきた。

図-11 (A) のような2通りの配置に分けられるが、上の図は導水管路中に設けられた例で (トンネル型ゲート)、下の図はダム の前面または取水構造の前面に設けられた3つの例 (前面型ゲート) である。どの場合でもゲートの下端にそった圧力は操作中高速の流入流れのために低減し、一方ゲート上端の部分に働らく圧力は静水圧からわずかに変化するだけである。この結果不均衡な圧力差による下向きの力が生じ、しばしばゲートの重量や戸みぞとのまさつ力とともに設計上考慮されねばならぬ荷重となるが、これを水理ダウンプル (hydraulic downpull) という。

ダウンプルはゲートホイストの設計上必要なばかりでなく、管路の安定にも影響を与えるものであり、近年水理関係者の研究が活潑で、米国においてはとくに盛んである。中でも Iowa 大学における Naudascher, Kobus, Rao (1964)²⁷⁾ の研究は個々のゲートについて行なわれてきた従来の研究を進めて一般化し新しいゲートにも使えるように整理しうる定性的研究以上の方法を開発した (3-3 (4) 参照)。

ここでは Naudascher らの研究に従って、この図-11 (A) のような outlet works の流量 Q に関する流れの水理解析を、ゲート背面が submerged flow の場合と free surface flow の場合に分けて説明する。

(1) もぐり流出 (ゲート背面の流れは submerged flow)

高圧ゲートからの流出はもぐり流出の場合が多い。いま貯水池からゲート・セクションまでの損失水頭の和を H_e とすると、

$$H_e = C_e \frac{1}{2g} \left(\frac{Q}{A} \right)^2 \quad (14)$$

Q' をゲートからの流出流量とすると、一次元の運動方程式から (あるいはベルヌイの定理より)、

$$Q' = a' A \sqrt{2g(H - H_e - h)} \quad (15)$$

ここに

$$a' = \frac{C_e y b}{A} \quad (16)$$

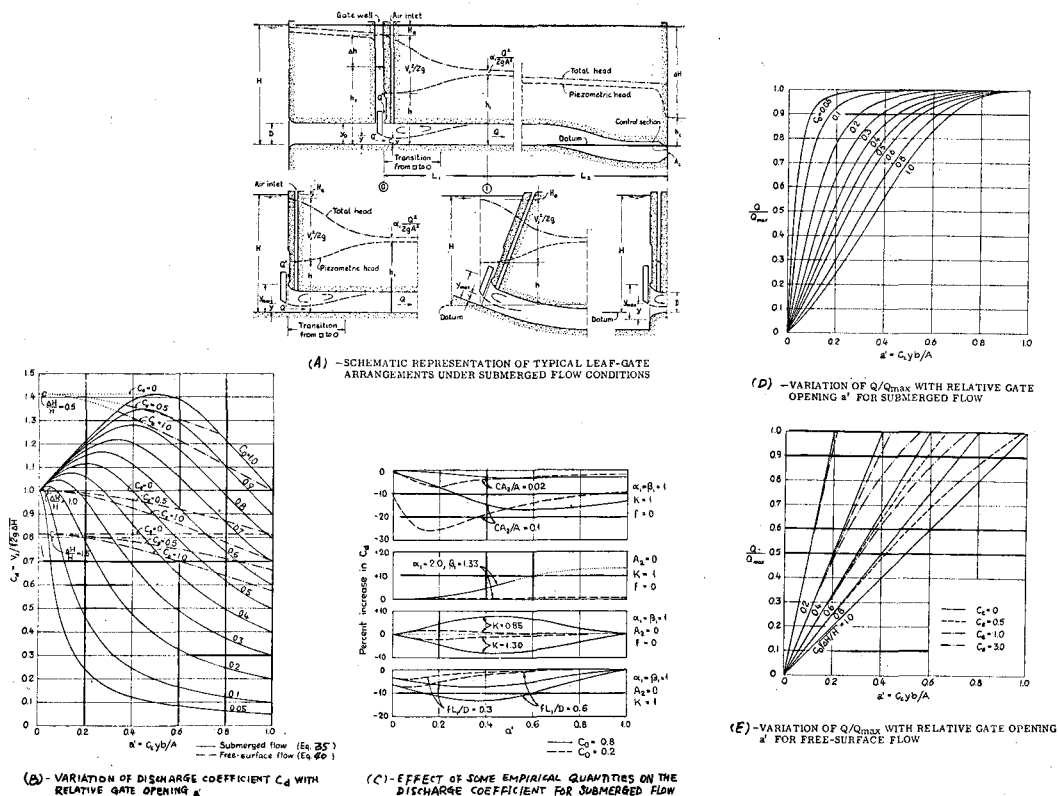


図-11 高速リーフゲートにより調節される流れの研究 (Naudascher-Kobus-Rao)²⁷⁾

a' は管路断面積 A に対する十分縮流したジェット部 (ベナコントラクタ) の断面積 $C_e y b$ の比である。 y はゲートの開き, b はゲート巾である。 C_e はその収縮係数である。 H, h は貯水池の総水頭と縮流ジェット・セクションでのピエゾメータ水頭 (圧力水頭) である。縮流ジェット・セクションの流速分布は均一とする。

次にたいていのダムでは高圧ゲートシールに向い合ってコンクリート面には通水溝 (recess) をもつので, ゲートを開いて放流中リセスから流入する流量を Q'' とすると,

$$Q'' = CA_2 \sqrt{2g(H - H_e - h)} \quad (17)$$

ここに C : 流量係数, A_2 : ゲート下流面とゲート室下流面とのギャップ面積
総流量は,

$$Q = Q' + Q'' = aA \sqrt{2g(H - H_e - h)} \quad (18)$$

$$a = \frac{(C_e y b + CA_2)}{A} \quad (19)$$

次に運動量の方程式は管路軸の方向にセクション⑨と①の間で積分すれば次の形となる。

$$F_0 - F_1 - F_2 - F_s = \rho \beta_1 \frac{Q^2}{A} - \rho \frac{Q'^2}{a'A} \quad (20)$$

ここに ρ : 水の密度, F_0 : セクション⑨における圧力による力, F_1 : セクション①における圧力による力, F_2 : ⑨と①との間の遷移管路壁の縦方向の投影に働らく圧力による力, F_s : ⑨と①との間の区間における境界面セン断力による力の軸方向の成分, Darcy-Weisbach の抵抗公式で近似的に表わされる。

β_1 : ①における平均流速の使用に対する補正係数

$$\beta_1 = \left(\frac{1}{A} \right) \int_A \left(\frac{v_1}{V_1} \right)^2 dA \quad (21)$$

ここに v_1 , V_1 は①の任意点での流速および平均の流速である。

Q'' の運動量は管軸に直角であるから (20) 式には含まれてない。

$$\text{また } F_0 = \gamma \left(\frac{2h - y_{max}}{2} \right) by_{max} \quad (22.a)$$

ここに γ : 水の単位重量, y_{max} : 全開時のゲート開き

$$F_1 = \gamma \left(\frac{2h_1 - D}{2} \right) A \quad (22.b)$$

$$F_2 = F_0 - \gamma \left(\frac{2h - D}{2} \right) A + \gamma (h_1 - h) (by_{max} - A) \frac{\xi}{2} \quad (22.c)$$

ここに ξ は⑩と①との間の遷移部における静水圧分布の仮定に対する補正係数 (長い遷移では $\xi \rightarrow 1$, 短い場合 $\xi \rightarrow 0$) である。

$$F_s = \gamma A_m (h_f)_m = \gamma A_m f \frac{L_1}{4R_m} \frac{V_m^2}{2g} \quad (23)$$

ここに A_m : 流路の平均断面積, V_m : 平均流速の区間平均値

⑩, ①区間の平均の有効径深 R_m が次式で表わされたとする。

$$R_m = \frac{A(1 + a')}{b + 2y + \pi D} = \frac{4}{D} \cdot \frac{1 + a'}{N} \quad (24)$$

ただし N は平均潤辺に対するパラメータである。

$$N = \frac{(\pi D + b + 2y)}{\pi D} \quad (25)$$

(23) 式に (15) 式と (18) 式を代入すれば,

$$F_s = f \frac{L_1}{D} \frac{N}{8} (1 + a)^2 \gamma A (H - H_e - h) \quad (26)$$

それで (20) 式は,

$$H - H_e - h = \frac{H - H_e - h_1}{1 + \left[\frac{2(\beta_1 a^2 - a')}{K} \right] + (1 + a)^2 f \left(\frac{L_1}{D} \right) \frac{N}{8K}} \quad (27)$$

$$\text{ここに } K = 1 + \frac{\xi}{2} \left(\frac{by_{max}}{A} - 1 \right) \quad (28)$$

ξ : 静水圧分布からのはずれに対する補正係数

セクション①における圧力水頭 h_1 は①とセクション⑩に適用される一次元のエネルギー方程式から次のようになる。ただし⑩は普通, 管末に設けられる下流調節装置の箇所である。

$$h_1 - h_e = \frac{Q^2}{2g} \left[\frac{\alpha_e}{A_e^2} - \frac{\alpha_1}{A^2} + f \frac{L_2}{DA^2} + \sum \frac{C_L}{A^2} \right] \quad (29)$$

(29) 式右辺の最後の 2 項はセクション①と⑩の間の区間における表面抵抗とこの区間の損失水頭の和を表わす。 C_L は損失係数である。また,

$$\alpha = \frac{1}{A} \int_A \left(\frac{v}{V} \right)^3 dA \quad (30)$$

は平均流速 V 使用の補正係数である。

ゲートが全開のとき, エネルギー方程式はもしこの場合⑩と①の間の区間で平均径深が $D/4$ で近似させられれば,

$$H - h_e = \Delta H = \frac{Q_{max}^2}{2g} \left[\frac{C_e}{A^2} + \frac{\alpha_e}{A_e^2} + f \frac{L_1 + L_2}{DA^2} + \sum \frac{C_L}{A^2} \right] \quad (31)$$

ゲート全開時の流量 Q_{max} と、損失水頭なしの理論的流量の比を C_0 とすれば、これは各個の特定の計画に対して一つの重要な設計特性である。

$$C_0 = \frac{Q_{max}}{A\sqrt{2g\Delta H}} \quad (32)$$

(18) 式を (29) 式と (31) 式に代入して C_0 を使えば、

$$h_1 - h_e = a^2 \left[\frac{1}{C_0^2} - \alpha_1 - C_e - \frac{fL_1}{D} \right] (H - H_e - h) \quad (33)$$

この式よりセクション①から下流の全損失水頭は C_0 によって考えられていることが明らかである。

図-11 (A) 図を参照しながら (14), (27) および (33) 式を適用すれば、ゲートの下流の縮流ジェットにおける速度水頭は次のように表わされる。

$$\frac{V_j^2}{2g} = H - H_e - h = C_a^2 \Delta H \quad (34)$$

ここに

$$C_a = \frac{1}{\sqrt{1 + a^2 \left[\left(\frac{2\beta_1}{K} \right) + \left(\frac{1}{C_0^2} \right) - \alpha_1 \right] - \left[\frac{2a'}{K} \right] - \left[a^2 - (1+a)^2 \frac{N}{8K} \right] \frac{fL_1}{D}}} \quad (35)$$

また

$$C_a = Q / (aA\sqrt{2g\Delta H}) \quad (36)$$

であるから C_a は流量係数として定義される。

(32) 式の助けをえて次の重要な流量特性がえられる。

$$\frac{Q}{Q_{max}} = \frac{aC_a}{C_0} \quad (37.a)$$

$$\frac{Q'}{Q_{max}} = \frac{a'C_a}{C_0} \quad (37.b)$$

そして

$$\frac{Q''}{Q_{max}} = \frac{(a - a')C_a}{C_0} = \left(\frac{CA_2}{A} \right) \frac{C_a}{C_0} \quad (37.c)$$

(2) 自由流出 (ゲート背面の流れは free-surface flow)

もし自由表面をもったジェットがゲートから流出するなら空気が水中に混入されるようになるし、もしキャピテーションや振動がおこるようならば、給気管からのベンチレーションが必要となる。

ジェットの収縮セクションにおける圧力水頭は次式で表わされる。

$$h^* = C_e y + \frac{\Delta p}{\gamma} \quad (38)$$

ここに Δp : ゲートから下流の空気圧と貯水池における大気圧との差 ($\Delta p \leq 0$) で、これはジェットによって混入される空気量と給気管の寸法によるもので、空気混入流の参考文献を参照して求める。

ゲートの下を通る流量は自由流出に対して、

$$Q' = C_e y b \sqrt{2g(H - H_e - h^*)} \quad (39)$$

次に $Q / (aA\sqrt{2g\Delta H})$ あるいは $V_j / \sqrt{2g\Delta H}$ と定義される流量係数 C_a は簡単化のため、もし $h^* = y_2 + \Delta p / \gamma$ でなければ自由表面をもつ流れに対しては近似的にのみ適用できる $Q/a = Q'/a'$ なる関係を用いて、

$$C_a = \sqrt{\frac{H}{\Delta H} \frac{1 - (h^*/H)}{1 + a^2 C_e}} \quad (40)$$

となる。もし y_2 が基面からゲート室より流出するジェットの縮流セクションまでの垂直距離だとすれば、流量 Q'' は次のようになる。

$$Q'' = CA_2 \sqrt{2g \left(H - H_e - y_2 - \frac{\Delta p}{\gamma} \right)} \quad (41)$$

これは導水路のいずれの点でも蒸気圧まで圧力が低下することのない場合である。もっと重要な形に流量は表示することができる。

$$\frac{Q'}{Q_{max}} = \frac{a'}{C_0 \sqrt{\frac{\Delta H}{H}}} \sqrt{\frac{1 - (h^*/H)}{1 + a^2 C_e}} \quad (42.a)$$

また

$$\frac{Q''}{Q_{max}} = \frac{CA_2/A}{C_0 \sqrt{\frac{\Delta H}{H}}} \sqrt{\frac{1 - \left[\left(y_2 + \frac{\Delta p}{\gamma} \right) / H \right]}{1 + a^2 C_e}} \quad (42.b)$$

この結果は図-11 (A) の下の図のような前面型ゲートの場合でも、基準面を図のようにとれば適用できる。最も大事な流れのパラメータ C_a と Q/Q_{max} の関数関係が図-11 の (B), (D), (E) 図に示される。(B) 図は $N=2, A_2=f=h^*=0, \alpha_1=\beta_1=K=1$, (D) 図は $N=2, A_2=f=0, \alpha_1=\beta_1=K=1$ の場合である。そして、もぐり流出と自由流出との遷移が (B) 図に両方の関係カーブの交線で示される。

ジェット流速 V_j はけっして自由流出の流速をこえないという条件を考えると、あるゲート開度で2つのカーブのいずれが適用できるかがきめられる。 $\Delta H/H \ll 1.0$ で $C_0 \rightarrow 1$ に対し自由流出は物理的にできないか、ゲートの中間の開度に制限されるということは興味深いことである。 $\Delta H/H$ が普通1より大となるに従い自由流出は C_0 が小となる程よりせまくなるある範囲中の小さなゲート開度に制約される。

流れの解析の複雑さは平均流速と静水圧分布を使うことに対する補正およびあるパラメータにより境界抵抗を考慮することから生ずる。流量に対するそれぞれのパラメータ α_1, β_1, K および fL_1/D が、理想的状態 ($\alpha_1=\beta_1=K=1.0$ および $F=0$) より著るしくことなる場合に対し図-11 (C) 図が示される。これらのグラフから流量は C_0 がふえるにしたがい α_1, β_1, K, f の値に影響されることがわかる。 α_1 と β_1 は L_1 と a' の関数だということに注意しなければならない。(C) 図の上から2番目の図で点線の部分の C_a の%増加の個所は、 α_1 と β_1 は a' が1に近づくにつれて管中の等流に対する小さな値となるから、実際には決しておこらない。

縮流ジェット部の平均流速使用の補正係数を α_0 、②と①の区間における静水圧分布を使った補正係数を β_0 とすることは、さらに解析をむずかしくして精度上得策とは限らない。またトンネル型ゲートに対する C は図-11 (A) より

$$Q'' = C_1 A_1 \sqrt{2g(H - H_e - h_T)} = C_2 A_2 \sqrt{2g(h_T - h)} \quad (43)$$

ここに h_T はゲートの天端表面における圧力水頭。 h_T を消去すれば、

$$C = \frac{C_2}{\sqrt{1 + \left(\frac{C_2 A_2}{C_1 A_1} \right)^2}} \quad (44)$$

ここに A_1 : ゲートとゲート室の通水路の最小断面, C_1, C_2 : ゲートの上と下の流量に対する局部流量係数。ゲートの上からの流れ状態に重要なパラメータ CA_2/A は (C) 図の一番上の図に示される。

3. 流量調節装置に関する水理設計

3-1. 高圧ゲートと流量係数

outlet works の流量調節装置としてはゲート(水門扉)とバルブ(放水弁)がある。水深が 30 m 程度以上になると普通のゲートの型式では安全に使用ができず、耐圧、耐振動、特別の開閉操作など高水深用として設計したものでなければいけない。高圧ゲートとしてはキャタピラーゲート、高圧スライドゲート、リングシールゲートなどが近年一般に用いられていた。

キャタピラーゲートは一種のローラーゲートで、扉体両端にエンドレスローラーチェーンが装備されている。一般に高水深の取水口制水門などに用いられる。高圧スライドゲートの方は水圧がきわめて高く管路径が大きい場合の制水門に適している。堤体内放水管中に設けられる高水圧のゲートとしてとくに米国において多くの高ダ

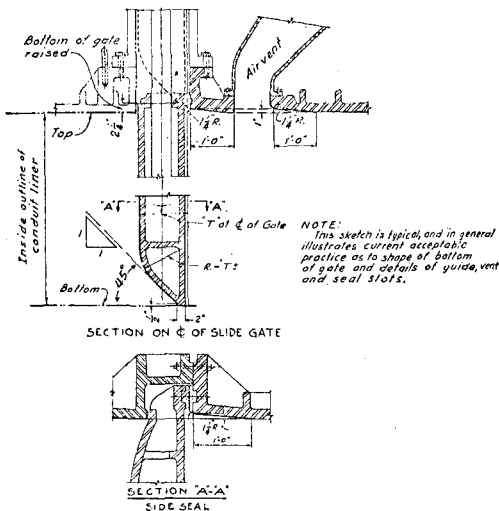


図-12 U.S. Corps of Engineer のスライドゲートと戸みぞ細部⁽²⁸⁾

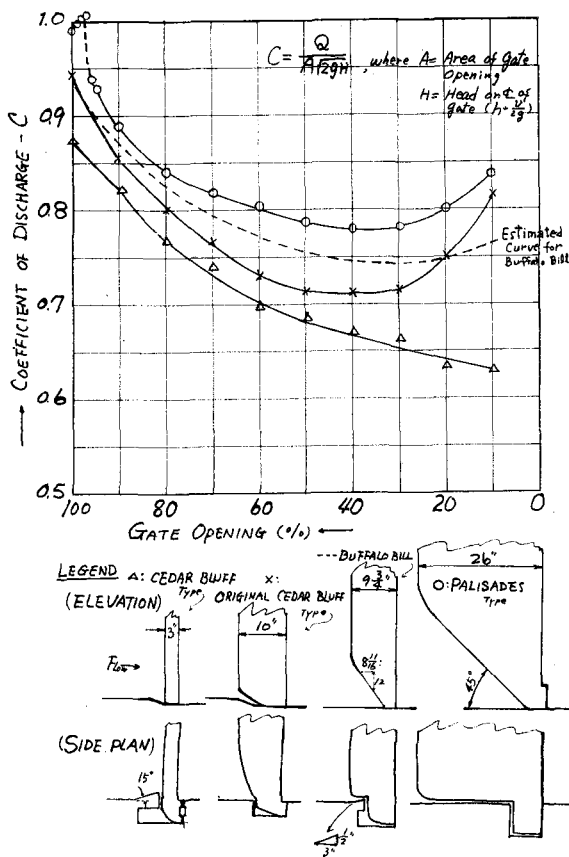


図-13 リーフ、スロット形のことなるスライドゲートの流量係数 (U.S.B.R. 実験データにより筆者 1959)

ムに使われている。わが国でも田瀬ダムが嚆矢でこれは米国より輸入したが⁴⁾、その後国内でも高圧ゲートの製作技術が大いに進んできた。このゲートに関する問題点は戸みぞを有し、また部分開きを行なうときは高圧高速水流の通過によってキャビテーションを生じ易く、また最近ではダウンブルの問題が活潑に討議研究されている。図-12は米国工兵隊における扉体下端と戸みぞの代表的形状で、1955年の第5回国際大ダム会議で Bloor⁽²⁸⁾ が説明している型である。その後の U.S.B.R. の研究や Iowa 大学、工兵隊の研究 (3-2, 3-3. など) によっても扉体下端の 45° のテーパは必要であることがたしかめられ、さらに詳細な形状の研究が行なわれて新しい部分開きの安全なものができてきた。

リングシールゲートはゲートリーフの下半分に放水管と同一径の内孔があいていて、これを垂直に上下して開閉するようになっているもので、スライドゲート同様堤体内の管路中途に設け高水圧の放水用に適している。このゲートは全開状態では戸みぞがあらわれず、同一管径の連続管の形となるためキャビテーションは生じがたく、振動や損失水頭も少ないので理想的ゲートである。この種のゲートにはリーフを摺動式にしたリングフローワーゲート、円形孔をリーフ上半分に設けたポートフローワーゲートなどがある。しかし構造が複雑になり全体が大型となるのは欠点である。

流量係数 C はゲートの扉体の形状寸法、戸みぞ部分の形状などで異なり、ゲート開度でも異なる。図-13 は 1 例として U.S.B.R. における 3 種の形状のスライドゲートの模倣実験資料より計算したもので、Buffalo Bill の型のものについてまだ流量係数の実験がされていなかったため推定の資料としたものであるが、この図からもリーフ、スロットの形状が C の変化に及ぼす効果が明らかである。この場合ある開度について水頭のことなる数種の資料で計算してほとんど等しい値となるのを確かめた後その平均値をもってその開度の C としている。第一義的には C をおとしてもキャビテーションをふせぎダウンブルを小さくするという考え方が大事であるが、キャビテーションが生じない限り C を大にすることも経済的理由では大事なことである。

表-1 多目的ダム outlet works の高圧ゲートその他(建設省河川局開発課昭38資料による)

ダ ム 名		湯 田	天 ケ 瀬	川 俣	横 山	藺 原	鶴 田	
高 圧 ゲ ー ト	型 式	ラジアルゲート	ローラーゲート	バーチカルリフトゲート	(しゅう動式(偏心圧着式)四方水密)ラジアルゲート	ラジアルゲート	ラジアルゲート	
	設計水深(H.W.L～ゲート)(m)	54.25	33.50	61.70	30.30	53.62	45.50	
	洪水時最大放流量1門分(m³/sec)	300.0	300.0	275.0	383.0	517.0	446.0	
	寸 法 (巾m×高m～門数)	5.13 ×3.40-2	3.59 ×4.74-3	4.50 ×3.45-2	5.0 ×6.514-3	5.40 ×4.30-3	4.30 ×5.73-3	
	重扉体1門分(t)	27.857	36.00	24.10	54.9	64.66	46.56	
	量総重量1門分(t)	116.366	99.37	99.65	105.5	176.66	83.06	
コ ー ス タ ー ゲ ー ト	型 式	キャタピラゲート	キャタピラゲート	ローラーゲート	ローラーゲート	ローラーゲート	キャタピラゲート	
	設計水深(m)	42.02	29.948	56.0	26.6	35.16	42.4	
	寸 法 (巾m×高m～門)	5.4 ×6.032-2	5.23 ×7.495-3	4.90 ×5.20-2	7.40 ×9.35-3	8.31 ×10.90-1	6.45 ×6.68-1	
	重扉体1門分(t)	61.556	56.15	40.9	62.8	—	—	
	量総重量1門分(t)	97.297	88.85	57.1	98.9	—	—	
放 流 管	断面	ベルマウス呑口 (巾×高)	5.4×6.03	7.395×5.130	4.73×5.00	7.40 ×9.35	6.71×8.31	6.45×6.687
	〃 終点	3.4×3.80	5.393×3.420	3.22×3.22	5.002×6.65	5.00×6.40	4.30×4.13	
	吐口(m×m)	4.6×2.46	4.560×3.420	3.22×3.138	5.00 ×6.514	5.00×3.56	4.30×4.15	
	エア	給気量(m³/sec)	13.2	19.0		15.3	40.0	120.0
	ベ	有効径(φmm)	350	700	790	600	750～1,000	1,500
	ント	風速(m/sec)	137.2	5.0		56.0	50.0	59.0

さて建設省関係の最近の多目的ダムではいかなるゲートを使っているかという例を表-1に示す。現在の日本のゲートメーカーは何m位までの高圧ゲートを造っているのかということも outlet works 設計上重要なことの1つであるが、10数例についてみるに 26m 位から 62m 位までの設計水頭のものがあり、1門当りの計画放流量は 260m³/sec から 520m³/sec 位までが直轄ダムで、補助ダムでは 80 m³/sec から 200 m³/sec 位までという傾向をみることができる。これらとゲートの種類との相関はとくにみられず、直轄ダムにはラジアルゲート以外のものもあるが補助ダムではほとんどラジアルゲートであった。最近のわが国の高圧ラジアルゲートの二瀬ダム⁵⁾ 以来の実力を知らされる。

高圧水頭の放水ゲートとして従来使用されているスライドゲートなどリーフ型のものは、戸みぞをもつでキャピテーションが生じ易く、またダウンブルが生ずる欠点もあり、この水理的改良研究が次節において説明されるわけで、これは相当の高水頭でも連続半開操作ができるように改良されてきた。しかし一方このラジアルゲートの方は水密の困難さやゲート室の小さくできないこと、管路の中間に設置の場合のゲート室内の水理的不安定などの欠点を改良できれば、この方は戸みぞのない点キャピテーションは生じがたく、ゲートリーフ下端をシャープにできてボンネットがないのでダウンブルも生ぜず、したがって半開放流操作が安全であり、水圧がピンに集中してレバー比を大にするので操作荷重が小さくてよいこと、ゲート寸法を大きくできること、経済的であることなどの長所をもつ。

最近の例のようにゲートをコンジエットの下流端に設けることと水密性を改良できるようになったので(図-2の Lookout Point ダム、二瀬ダムでこの種ゲートの欠点改良の研究に努めて良い成果をあげた)。現在 図-3のように盛んに採用されている。もう1つの原因として最近は洪水調節の効率を高めるため、貯水池水深を大き

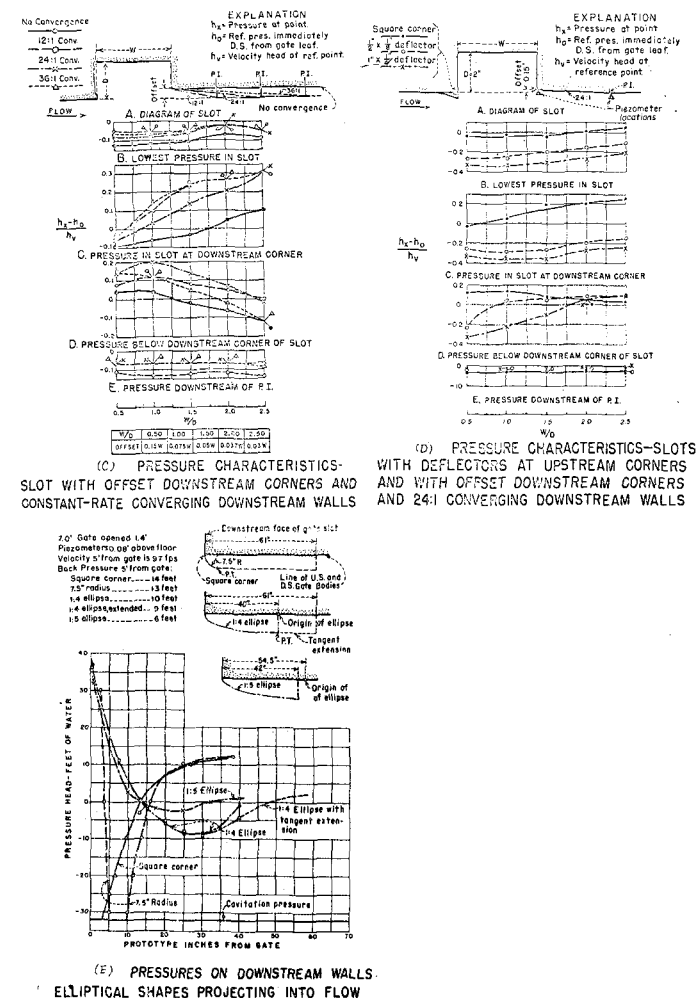
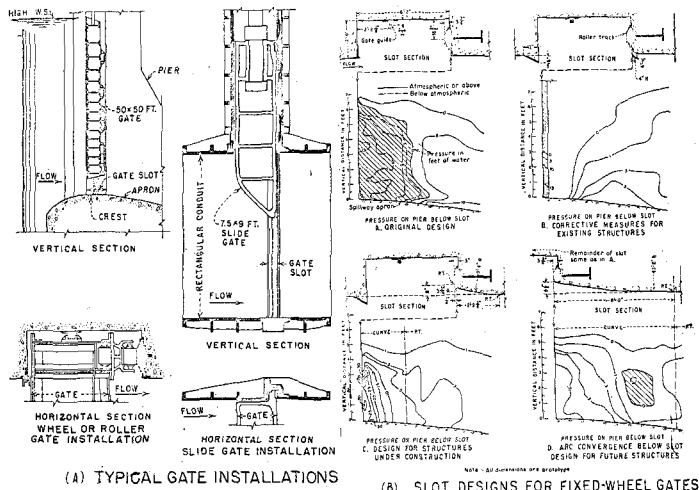


図-14 ゲート戸みぞ部の水理特性に関する研究 (Ball)³⁰⁾

くとり、しかも放水管断面も大きくする傾向なので、ラジアルゲートは大きな寸法がとれることとキャビテーションなどの生じない型なのがまことに有利である。しかしこの型も高圧となると部分的には今後の研究点も多く他のゲートと同様現場における放流試験は今後の設計に有益な資料をあたえるものである²⁹⁾。

また表-2でもわかるようにコースターゲートとしては当然ローラーゲート、キャタピラーゲートが高圧で用いられている。

3-2. 高圧ゲート戸みぞ部の水理特性 (キャビテーションを生じない戸みぞ部形状)

近年益々使われる outlet works 中の高圧ゲートがローラーゲートやスライドゲートのように戸みぞをもつ場合、最も大事な設計要素の1つは戸みぞ部 (slot) およびその下流の境界壁をキャビテーションが生じないような形に設計することである。

ゲートスロット内の乱流状態とスロットからすぐ下流の境界壁におけるキャビテーション被害は、これら高圧ゲートが約 10.5m 以上の水頭で僅少開度で操作されるときに生じる。米国開拓局 (U.S.B.R.) でもストーニゲートがキャビテーション浸食によるローラーチェーンの損傷をうけて 1941 年にその対策を研究し始め、戦時中は中断したが、近年また数々の outlet works で無理な操作が行なわれる傾向により、とくにスライドゲートの場合重大な損傷が報告されて以来再びハイライトをあび、戸みぞ部の研究が強調され Ball を中心とした研究が進められた。

キャビテーションは戸みぞまたは戸みぞ近くに蒸気圧 (温度によって変り、それ以下では水が蒸気に気化

し空洞を生じる低い負圧)の発生を防止することによってのみ除去される。現在設計されるような高水頭のものではこの蒸気圧発生防止を図ることは大変むずかしいことで、したがってゲート戸みぞ問題は主に圧力の強度と分布の研究となる。

Ball (1958)³⁰⁾ はゲート戸みぞの形状を広範囲に色々かえてその水理特性を研究した。実験には自由水面をもたね場合であるから、主として水代りに低速空気を使用する小型空洞装置(プロウ装置)が用いられた。

図-14 (A) はティピカルなゲートだが、戦前の U.S.B.R. の実験結果が同図の (B) に示される。A は原設計で著しい負圧が図のような流線の剝離個所に生じ、原型 (prototype) の実際被害の形と(たとえば Shasta ダムの 55ft 水頭で 50ft×50ft のストーニゲートの戸みぞ直下流部に生じたコンクリート浸食被害とくらべても)同形同位置であり、モデル実験の圧力強度とその分布の測定の有意と適合性が理解される。B, C, D はそれぞれ当時の既設構造物に対する改良案、工事中のものに対する新設計および将来設計に対する設計案の戸みぞ断面と戸みぞ下流部境界壁上の圧力分布を示す。B 案は施工されずにこのゲートから大量の放水をしないようにきめられ被害表面の修理にとどめられた。C 案は数箇所採用されて被害の報告はなかった。D 案は別途にゲート末端の戸みぞフィルターエクステンションの研究でキャビテーションを防ぐ考えが採られたため実現をみななかった。そして戦争で Ball らの新しい実験が始められるまで中断されていたのである。長年の試験研究の資料はそれぞれピエゾメータの位置が違うので比較がむずかしく、戸みぞの下流かどと直下流区域ではその圧力こう配がはげしいので一層模型ごとと比較がむずかしいのであるが、Ball の研究では位置を W/D 、圧力を水頭比 $K = (h_w - h_0)/h_0$ (説明は図中)と無次元化して示された。

U.S.B.R. のスタンダードのスライドゲートの戸みぞについて行なった実験では、下流戸みぞかどの直下流で著しい負圧が生じ 35ft 以上の水頭では蒸気圧に近ずき、キャビテーションの心配があることが実験で指摘された。この例では図-15 に示された低圧水槽³¹⁾を使って実際にキャビテーションをおこし、その初期における

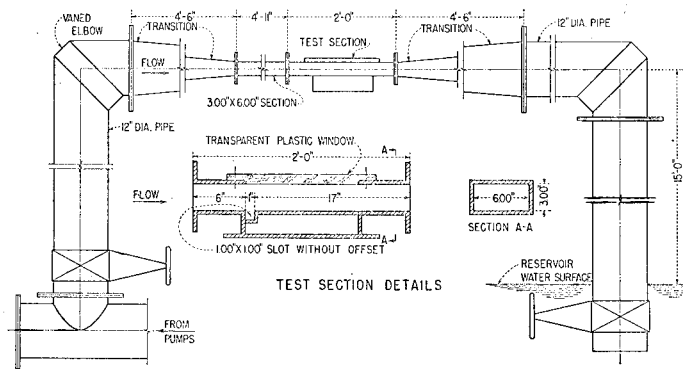


図-15 キャビティション実験装置とゲート戸みぞのモデル (U.S.B.R.)³⁰⁾

検査箇所の圧力がはかられた。数種類の流速が流されそのたびに槽内圧力をキャビテーションが発生し始めるまで低下させるのである。コーナーから 0.06 in の箇所のピエゾメータによるクリティカル $K(K_0)$ は $-0.14(h_w - h_0) = -18.4\text{ft}$, $h_0 = -10.0\text{ft}$, $h_0 = v^2/2g = 60\text{ft}$ であったが、この K にはキャビテーションの基礎的要素である蒸気圧水頭 H_v が入っていないので正当な予測値とはいえないが、それでも各戸みぞ形に固有な K_0 があると判断されてその研究が続けられている ($K = (h_0 - H_v)/h_0$ の方がよりよいが、この場合は $K_0 = 0.28$ であった)。

実験結果の多くの図表中設計上参考になるとと思われるもの 3 例を示す (図-14 (C), (D), (E))。

普通型である上下流同一線上の平行壁をもつ戸みぞの下流かど (corner) から直下流の低圧力はキャビテーションを生じ易く、戸みぞの深さ D に対する幅 W の比が大となるに従い低圧となる。下流かどにオフセットをもち(段ちがいに浅くする)平行下流壁をもつ戸みぞ内に負の圧力を生じる。下流かどオフセットと一定率収歛の壁をもった戸みぞ (図-14 (C)) の場合は、収歛箇所のすぐ下流に低圧を生じ、(24:1) よりも (12:1) とな

るほど低圧となり、前記の収斂箇所はキャビテーション・ポテンシャルとなるが、この箇所に円弧のすりつけを行えばかなりの高水頭でもキャビテーションがおこらないようである。半径 12in 以上のすりつけが望ましい。勿論水理的には一定率でなく変化する率の曲線ですりつけることが最もよい。次に戸みぞ上流かどのデフレクターは下流の圧力を低下し、キャビテーションをおこすジェット作用を生じるから好ましくない(図-14(D)参照)。図-14(E)に示す下流側楕円とりつけもよい結果をえた。軸比 1:5 の楕円が 1:4 のものよりよい結果をえている。このように低圧発生を防止するために楕円形を採用することはシュートブロックやバップルピヤーの場合にも用いられる(4-2 参照)。

戸みぞの上流かどはまるめても欠口をつけてもよくない。普通 24:1 の収斂とりつけが用いられるが(たとえば図-12は 12:1 で完全とはいえない)、1/2 in オフセットで 60:1 の収斂とりつけを行なった 7.5ft×9ft のゲートは 200ft の水頭下でキャビテーション・フリーであった。

3-3. 高圧ゲートに働く水理ダウンブル(ダウンブルを小さくする扉体形状)

(1) 水理ダウンブル

高圧リーフゲートのもう一つの問題点はゲートをあけたり急にしめようとするとき、流れによってある荷重がかかることである。この流体力学的荷重のゲートの動く方向へのコンポーネントは著しく大きくなるもので、しばしば水理ダウンブル(hydraulic downpull)とよばれる一種の力として考えられる。大いゲートの下を流れるとき流れは加速されて圧力は低減される。一方ゲートの上(ボンネット部)では流れの流速は低流速であるから、圧力低下はきわめて小さい。それで下方への荷重が不均衡な圧力差によって生じるわけである。もしゲート上の流れが天端のシール部を通過して下流管路へ流入すれば、シールのトップと底部とは同様な不均衡な圧力差によりシール構造にダウンブルが働く。ゲートとシールに働くダウンブルの大きさはそれぞれの流れの性質によるわけで、これらは全体の流れの状態とゲート、管路の形状によることになる。水理ダウンブルの算定はゲートや捲上げホイスツの設計上重要だが、その力を計算することは従来その力に及ぼす流れと形状の効果がはっきり確立されなかったので困難であった。そこで流れと流れの境界の形状がダウンブルに及ぼす影響をもつものかという研究が必要となるのだが、後述する Naudascher らの研究はこれに対する最近の成果であると考える。ダウンブル自体の研究はこれまでも個々のゲートの扉体形状に対して U.S.B.R. などの長年の実験、わが国でも本間・千秋・土屋³⁸⁾や岩崎²⁴⁾の実験がある。

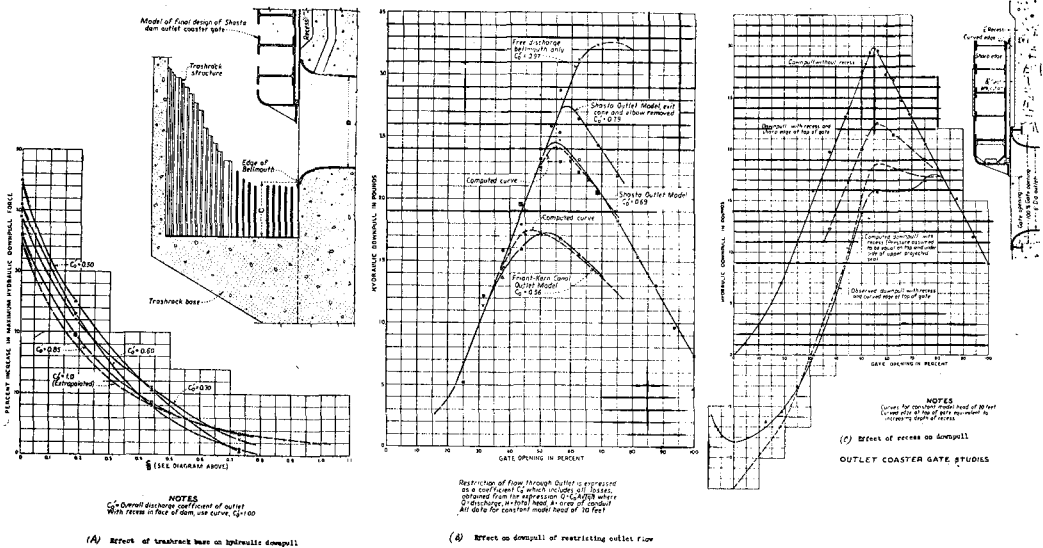


図-16 コースター・ゲートのダウンブルの研究 (U.S.B.R.)³²⁾

(2) コースター・ゲートの研究 (U.S.B.R.)

図-16は放水管入口部におけるコースターゲートについての研究成果である³²⁾。流入口ベルマウスの下端とちりよけ格子の底部との距離 C 、ゲート背面に向い合うダム表面の通水溝 (recess)、流量係数 C_d などのダウンブルとの関係が図示されている。

(3) Simmons (U.S.B.R.) の研究 (空気モデル使用)

ダウンブルの実験的研究には Shasta ダム以来の U.S.B.R. の研究、最近ではとくに空気模型使用の Simmons や Colgate の一連の研究がある。また工兵隊の W.E.S. の研究がある。それから最近の Iowa 大学の研究がさらに今後の研究を普遍化して進める手段となったわけである。図-17は Simmons (1959) の Palisades ダムのスライドゲートの水理ダウンブルに対する空気モデルによる研究の結果である。

低速空気 (音速の $1/4$) を水の代りに用いて閉管中の一般の水理模型実験を行なうことの有利さやその使用例は Rouse (1947)³⁴⁾ や Ball (1947)³⁴⁾ によって与えられているが、この場合はやや特殊な例である。空気を水の代りに使っても流速が 250ft/sec 位までは空気の圧縮性は無視され、非圧縮流の式が用いられその誤差は 5% をこえないし、流速の低下とともに急速に誤差も減じ、この実験では 64ft/sec 位だから 1% の誤差となる。しかもぬれないからモデルの製作が水の場合より楽になり、設備も給排水槽の代りに大気が使われ誠に簡便である (筆者の実験室に設備のものは 22kw, 80m³/min, 1,000mm 水頭, 27cm 径の配管で 70万円)。

ただしこの種の実験は空気は大気中では、自由表面をもてないから自由水面をもつものに対しては適用できないことも常識である。しかるに Simmons の実験したスライドゲートでは自由放流中は自由水面をもつのでこの解決に関して工夫を要するはずである。すなわち扉体に働く圧力は空気実験からえられたデータの適宜な取り扱いで自由放出かもぐり放出かによって別個に処理することができたものである。

図-17にその結果を示す。同図 B でゲート上端のボンネット部圧力 (ゲート上流の全水頭 H_T との比の形

で示される) はゲート開度とともに低減するが、ゲート下端の傾斜部における圧力の方が低減が大で、その差の無次元化されたものは 45% 開度で最大値 53% を示し図 C のようになる。このゲート底部のスロー部分は自由放出でも管中の流れとなり自由面はもたないから空気データがそのまま使えるわけである。しかし図 A に説明するように底部のフラット部分に働くダウンブルは自由放出のときは、(ボンネット水頭-大気圧水頭) $\times$ (フラット部面積) $\times w$ であるが (ただし w は m-制では 1ton/m³ であるが米国では ft, lbs 制なので w は 62.4lbs/ft³)、もぐり放出のときは、(ボンネット水頭-扉体フラットシート部およびシート部の静水圧) $\times$ (それらの面積) $\times w$ となる。スロー部は (C 図のネットダウンブル水頭) $\times H_T \times$ 面積 $\times w$ であるから、両者を合計すればよいわけである。図 D はその 1 例で、 $H_T=200$ ft, ゲート巾 6ft, ゲート厚さ 2ft, フラット部 3in の場合の各ゲート開度に対するダウンブルを KIPS (1000ポンド) 単位で示したものである。もぐり放出の場合は下流水位が上昇し、 H_T したがっ

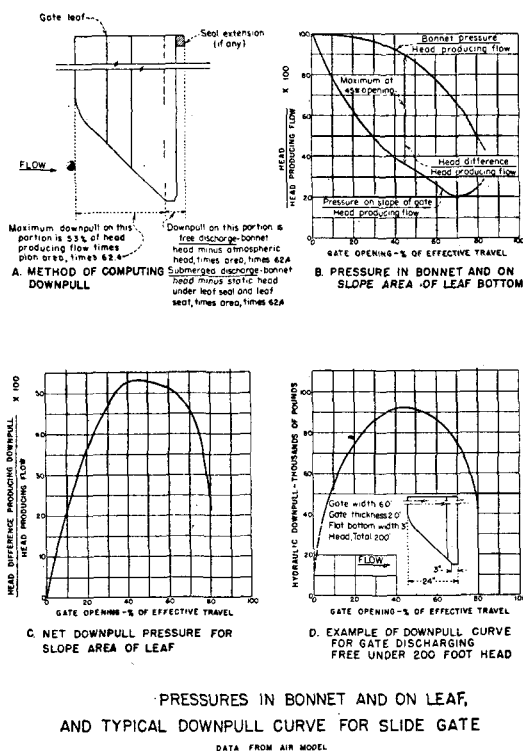


図-17 スライドゲートのダウンブルの実験 (Simmons)³³⁾

で流量が減るが、この変化にもかかわらず R_0 数はいぜんかなり高いので、ゲートリーフの前面のスロープ部分に接近して通過する流れのパターンは同じになることがわかる。

ボンネット部に働く圧力がスライドゲートのダウンプルには大事な要素で、シールなどからの漏水はこの圧力を減ずるからダウンプルをも減ずるが、もちろん他の理由で奨励すべきではない。

(4) Naudascher らの研究 (流体力学的解析)

2-5. で説明したとおり、Naudascher (1964)²⁷⁾ らは 図-18 に示すような高圧リーフゲートに対するダウンプルの解析において、ダウンプルに及ぼす影響を流れの状態によるものと、流れのゲート通過部の幾何学的形状(境界の形状)によるものとに分けて考え、流れに関した最も強い効果をもつパラメータはゲート直下流のジェット縮流係数 C_0 であることを示し、対比水頭としてこのセクションにおける流速水頭 $v_j^2/2g$ を使い、無次元表示 $\bar{\kappa}$ 値によってダウンプルに及ぼす流れの境界の形の効果を完全なまでに表現することができた。これは今後のこの方面の研究の整理、設計の標準化に大きな寄与をしたものと思われる。解析式の方は省略して簡単にその図表を紹介したい。図-18 (A) によって、ゲートの底部表面の1点に対する無次元量、

$$\bar{\kappa}_R = (h_i - h)/(v_j^2/2g) \quad (45)$$

およびその平均値 $\bar{\kappa}_R$ の定義が説明される。(B) 図ではゲート天端表面における平均ピエゾメータ水頭(圧力水頭)と $V_j^2/2g$ との比 $\bar{\kappa}_T$ のゲート開度比 y/y_0 による関係を示す。図中の式に種々の風洞実験結果がよく合

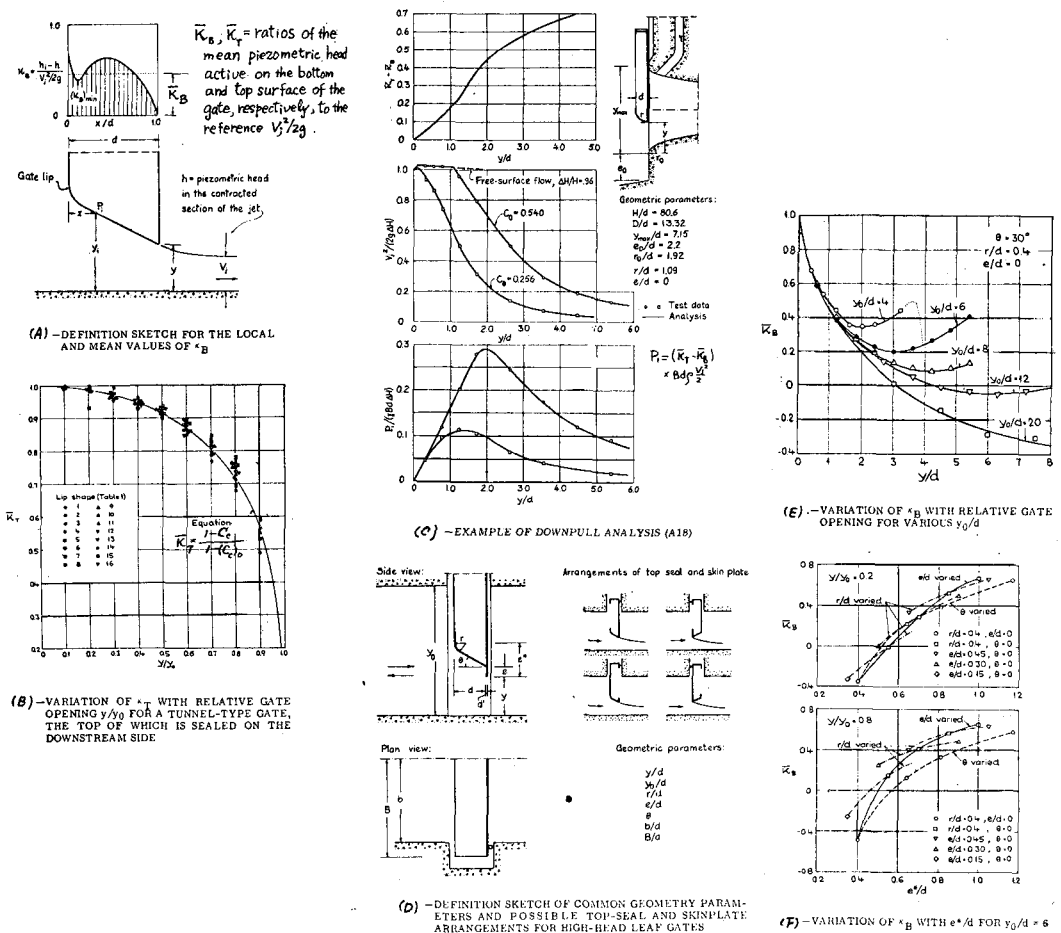


図-18 高圧リーフゲートに働くダウンプルの研究 (Naudascher, Kobus, Rao)²⁷⁾

致するのは興味深いが、 C_e は Mises によった管路に直垂な面におけるすき間 (slot) に対するジェット縮流の係数であり、 $(C_e)_0$ はスロット巾が零にひとしい ($y/y_0=0$) ときの C_e である。

Iowa 大学の風洞でおこなわれた実験の Re 数の範囲 $0.7 \times 10^5 < Re < 2 \times 10^5$ では $\bar{\kappa}_T$ の変化は 1% 以下であった。(C) 図は図のような形状配置のゲートのダウンプルの計算および実験例で、上の図は $\bar{\kappa}_T - \bar{\kappa}_B$ 図、中の図は $V_j^2/(2g\Delta H)$ 図であるから、ジェット縮流部の速度水頭の貯水池と下流コントロール部との間の水位差 ΔH に対する比である。なお C_0 はゲートの全開のときの流量係数である。下の図は前 2 図の縦軸の積をプロットした形である。

$$P_1 = (\bar{\kappa}_T - \bar{\kappa}_B) B d \rho (V_j^2/2) \quad (46)$$

P_1 は第 1 次のダウンプルで、ゲートの天端と底部表面にそってのピエゾメータ水頭の積分分布の差によるものである。残りの部分 P_2 はトップシール部などからのダウンプルで、いま $A_2=0$ でトップシールの水平投影面積を A_s とすると、

$$P_2 = \gamma A_s (h_T - h) = \bar{\kappa}_T A_s \rho (V_j^2/2) \quad (47)$$

すなわちダウンプルを水頭で表示し ΔH との比で無次元化しているわけである。 ΔH (m) をかければダウンプル (m 単位の水頭) がえられる。

(D) 図は境界形状の代表的なものとしての $y_0, \theta, r, e, e^*, B$ などの定義図であり、(E) は種々の管路径の d との比 y_0/d をパラメータにゲート開度別 $\bar{\kappa}_B$ の図で、 $\theta=30, r/d=0.4, e/d=0$ の 1 例である。(F) 図は $y_0/d=6$ のときの e^* の変化に対する $\bar{\kappa}_B$ の関係図で、 $y/y_0=0.2$ と $y/y_0=0.8$ の場合が示されている。一般に、

$$\bar{\kappa}_T, \bar{\kappa}_B = \Phi\{Re, y/d, y_0/d, \theta, e/d, r/d\} \quad (48)$$

だが、この実験の範囲内では他の個々のパラメータ $r/d, \theta, e/d$ の組合せにかかわらずダウンプルはゲートリップも入れてパラメータ e^*/d の関数だともいえる。もっとも e の延長はキャビテーションや振動の問題が別個にあり慎重を要する。

ここには省いたが $r/d=0.4, e/d=0, y_0/d=6, y/y_0=0.6$ のときの $\bar{\kappa}_B$ は $\theta=0$ で約 -0.6 、 $\theta=20^\circ$ で $0, \theta$

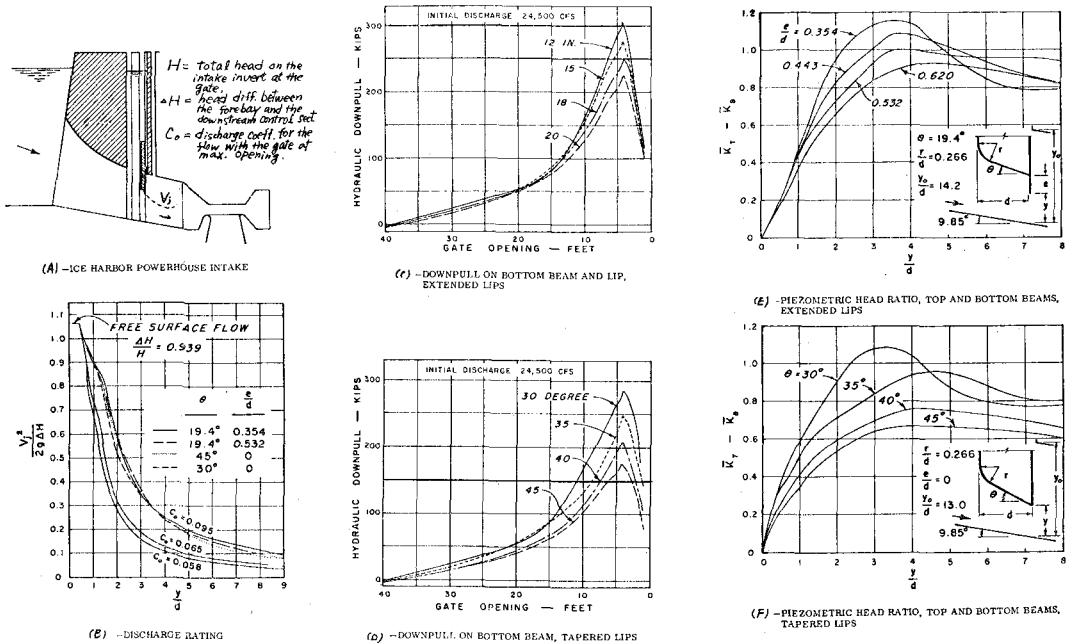
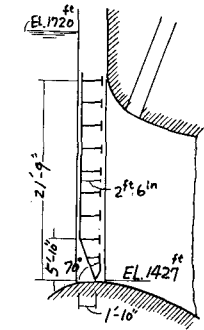
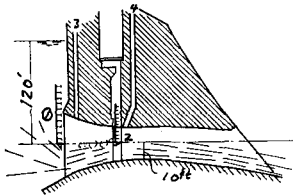


図-19 Ice Harbor 取水ゲートのダウンプルの研究 (Smith)³⁶⁾



(A)



(B)

図-20 西独における outlet works のゲートの例³⁷⁾

Q_a = 所要給気量 (m^3/sec)

Q_w = 放水管内流量 (m^3/sec)

$F_1 = V_1 / \sqrt{g D_e}$ (フルード数)

V_1 = 放水直前の流速 (m/sec)

D_e = 放水管口径 (m)

表面

ダム名

□ DENISON △ NORFOLK

× HULAH ▽ TYCART

○ ATWOOD

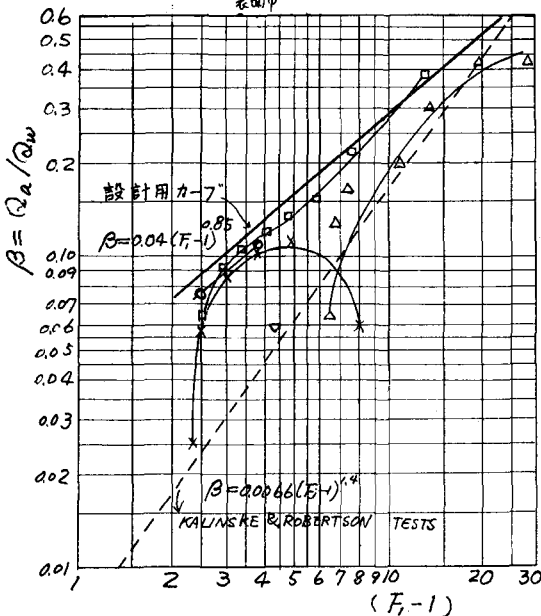


図-21 給気管所要空気量基準(U.S. Corps of Engineer)²⁸⁾

$=30^\circ$ で約 0.2, $\theta=45^\circ$ で約 0.55 となっている。また r は e や θ ほど強い影響をもたないようである。

(5) Smith の研究 (Ice Harbor 発電所取水ゲート)

工兵隊の Smith (1964)³⁶⁾ の実験も Naudascher の無次元表示にならなかったので、その 1 例としてみる事ができる。図-19 (A) のようなゲートで (B) 図のような流量係数曲線をえ、4 種類の e の形に対して (C) 図のような 1000 ポンド単位のダウンブルが求められ、 $30^\circ, 35^\circ, 40^\circ, 45^\circ$ の θ に対するダウンブルが (D) 図に、リップ長 e を 4 種にかえたときの $(\bar{\kappa}_T - \bar{\kappa}_N)$ 図が (E) 図に、4 種類の θ に対する $(\bar{\kappa}_T - \bar{\kappa}_N)$ 図が (F) 図にそれぞれ示される。

e は長い方がよく、 θ は 45° と大きくした方がよいことは当然ながら前項のものと同じである。 $\theta=45^\circ$ が U.S.B.R. や工兵隊 (たとえば図-17) で用いられているのは妥当だが、西独の Petrikat (1965)³⁷⁾ は $\theta=70^\circ$ を推奨している。図-20 はそれで下の図は Dokan ダムの配置案である。米国では実例がないのでこの範囲までは実験がされなかったようである。

3-4. 給気管

給気管の設計はキャビテーション防止と関連して重要である。多目的ダムにおける実施例は表-1 に示されたが大小の口径があり、一定の基準によっているとは思われないが十分設計の参考にはなる

と思う。米国工兵隊の基準とその根拠資料を図-21²⁸⁾ に示す。

3-5. 放水バルブと流量係数

貯水池が多目的に使われ洪水時の予備放流などが行なわれる場合、高圧バルブを採用すれば放水量の調整は容易に正確にできる。部分開度でも安全に操作されるので誠に都合がよい。できれば減勢の容易な地形と合致するジェットを放出するものが望ましいし、その流量係数 $C = Q / A_1 \sqrt{2gH}$ はなるべく大にして口径の大なるものを数少なく設けることが得策である。いまでもよく使われているスルースバルブはエネルギー減殺をしないいわゆる自由放流ジェットだから、その水理特性はゲートに類似のものである。米国 U.S.B.R. では高圧大容量の放水バルブが 1910 年代のエンジンバルブからニードルバルブ、チューブバルブを経て、制御面とキャビテーション防止の両面から改良されてきた結果、ホロージェットバルブ (H.J.V.) が完成した。また別途に考えられたスミス社のハウエルバンガーバルブ (H.B.V.) も使用されている (米国におけるバルブの発達の歴史については田中

(1963)³⁹⁾の文献参照)。英国ではディスパーサーをもつニードルバルブ（バルブの型は U.S.B.R. のチューブバルブ型）が使われている。これらはいずれも自由放流ジェットではなく、中空で空気混入されたり、コーン型に強制飛散させられたり、ひねり回転を与えられたりしてある程度減勢されたソフトなジェットとなって落下する。ここではわが国でよく使われている H.B.V. とようやく導入されてきた H.J.V. について簡単にのべる。

(1) ホロージェットバルブ

ホロージェットバルブの名の示すとおり中空な形状のジェットを放流する。図-22 にその形状と流量係数図が示される。ニードルが後退するとバルブが開くわけで、このホロージェット形は高速流がバルブシート通過の際に通路の形によって作られ、バルブ内通過のときベーンによって中空状の部分に十分空気が混入されるようになっている。その結果できるやわらかな感じのジェットは落下地点の保護上有利なはずである。また放流水の拡散がせまく附近の構造物に水滴や寒冷時の着水をさせられる。

また空気混入で部分的な真空部がなくバルブや堤体の振動もほとんどない。水頭や開度に関係なく常に軸方向に向って流れるので放水流の内径と外径は水頭によるほかは開度の大きさで変らないからニードルの運動が精密にできて流量調節の精度が高い。その他チューブバルブより重量が軽くなり流量係数は大となり全開時 0.7 となった。これは米国拓開局の Staats らによって 1942 年に開発された同局最新の型であるが、長年の経験と水理研究の成果で簡けつ合理的な構造となった。最近の同局のダムでは全部この型を採っているが、最大の口径は Friant, Palisades, Glen Canyon の各ダムにおける 96 in であり、実施された設計水頭としては Anchor ダムらの 70m を最小として Glen Canyon の 163m が最大である。わが国でも最近その特性と信頼性が認められてきた。流量係数は低水頭の場合、バルブのストロークをのぼすことにより 0.85 まで大きくできるかもしれない。このときはその流況に合わせたキャピテーション負圧を生じないニードル形状の照査、必要があればその改良がある。なおこのバルブ使用の outlet works の減勢池については理想的標準設計が U.S.B.R. で発表されているので 4-3. に説明する。

(2) ハウエルバンガーバルブ

図-23 の A 図(a)に断面が示されるが、米国では H.J.V. の他にモルガン・スミス社の開発になるこの型も使われている。図には Ross ダムにおけるフッドの改良例が示されているが、軽量で簡単な設計で、流量係数が 0.85 とかなり大きい。この放流ジェットはしめ切り円筒の下流端と円錐の間から放出されるので円錐形をなす。ジェットは噴霧状に減勢されて落下するが、中心より約 45° と広範囲に飛散するので、その中に施設物があれば都合悪く、また寒冷地における冬期の使用には水滴の水結を覚悟せねばならない。これが米国で余り用いられぬ原因だが、わが国ではすでにかなりポプラーで、たとえば、建設省の多目的ダムで outlet works のバルブをもつもの 30 数例によってみても 42% が H.B.V. で、スルースバルブをわずかながら上まわって 1 位である。多くの実例があるということはたしかに採用に有利な条件といえる。円錐形のジェット拡散が支障のない個所では経済的なバルブだといえる。

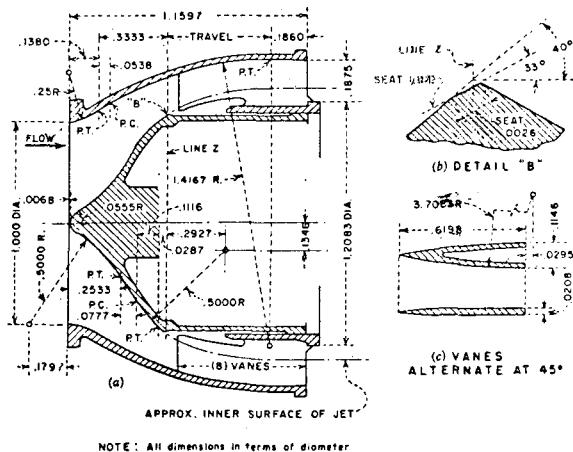


図-22 ホロージェットバルブの寸法と流量係数⁴²⁾

1-3/8 in が指示された。A, B 両図のフッド形、バルブとの間隔などの相異は圧力状況の著るしい改良と併せて興味あることである。

4. 放水工減勢池に関する水理設計

4-1. 概 説

outlet works のターミナル構造物として減勢工がある。spillway の場合より流量は少ないが、高流速高水圧の放流水の余分の運動のエネルギーをできるだけ経済的に減殺することが必要である。

これには水平(横)方向と垂直(縦)方向またはその組合せの減勢装置が考えられる。水平方向のものには水路の境界せん断力 (boundary shear) や跳水やブロックなどの形の抵抗のように内部せん断力 (internal shear) によるものが使われていることは周知のことである(跳水型、衝撃型)。さらにフリップバケットの場合のように垂直方向の下向きジェット拡散も用いられる。これは下流水面に落水水として噴流の拡散を行ない減勢される(デフレクター・バケット型)(これらの細部については水理公式集²⁰⁾ [2・6] その他文献参照)。

しかし下流水面下に放流するいわゆるⅢ型放水管の減勢工としては垂直方向の上向きの噴流拡散も考えられる。この型についてはとくに Albertson ら (1958)⁴³⁾ のマニフォルド型の研究について 4-4. にのべる。

高速ジェット流の減勢工としては、拡散型、自由ジェット型、シュートと跳水、隆起型、衝撃型の各減勢工があげられるが(水理公式集 [2・6・12])、とくに第1番目のもののうちホロージェットバルブ減勢池の水理設計について 4-3. にのべる。

4-2. 減勢とキャビテーション

放水工減勢池には跳水型でも、シュートブロック、バップルピアー、シルをつけたり、衝撃型ではなおさら流れに抵抗する障害物を固定して余分の運動エネルギーを短い距離で減殺しようと試みるのが普通の方法である。この場合は高速流中の人工粗度による減殺効果を期待するわけだが、これは同時にキャビテーションを生ぜしめることにもなる。

キャビテーションの水理については他の文献にゆずり、米国 U.S.B.R. の Glendo の outlet works の減勢池の例をしめす³¹⁾。

ノースプラッテ河に1958年完成した放水工は直ちにキャビテーションの被害をすべての部分に受けた。まずフレア壁にみられるのはその線型が著るしい発散型だったせいであろう。この対策としては給気管で空気を導入した。また角落し戸みぞ下流底部のキャビテーションは戸みぞの影響であることを明らかに示し、これは埋められた。各ゲート下流減勢池中央のシュートブロックには驚くべく著るしいキャビテーション被害をうけた。原型は図-24に破線で示される形状だが、この傾斜している上端表面にジェット流が衝突したときに生ずる流線の剝離により著るしい負の圧力を生じ、これが蒸気圧以下でキャビティを生じ、流れでやや下流にはこぼれ汚漬されたとき、コンクリート

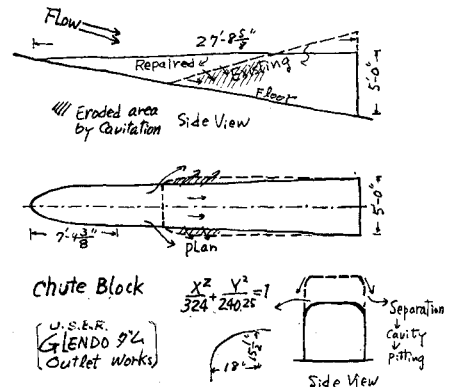


図-24 キャビテーション被害をうけたシュートブロック形の改良例

ト表面に細粒をつまみ出したような典型的な被害を与えたのである。この当初の楕円形のかどは余りにシャープで、ブロックの垂直側面の低いキャビテーション圧の発生をふせげなかったものと考えられ、最大の浸食深さは20数 in におよんだ。床ブロックの被害はキャビテーションの被害ではなく、高速流の衝突によるものと思われる。これらの修理工事は1959年に発注されたが、このための一連の水理模型実験で図-24に示される型がキャビテーションを生ぜず、しかも減殺効果もできるだけ維持したという形である。同図で両者の形を比較してみればわかるが、楕円形の隅角取りの流線剝離防止に対する効果の著るしいことは図-14の戸みぞの下流面のすり

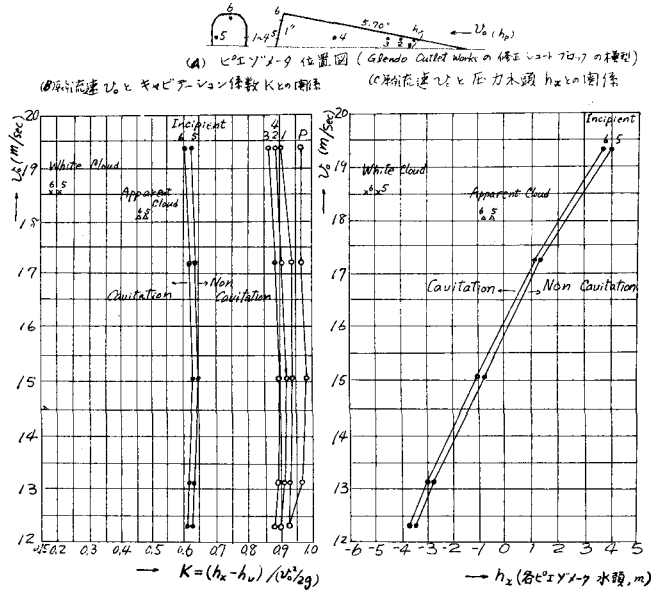


図-25 低圧水槽によるモデルブロック下流キャビティ雲発生限界の実験例 (U.S.B.R. にて筆者 1959)

つけの実験でも明らかなことである。

しかしここで考えなければいけないことはキャビテーションをおこさぬようにスムーズな流線形を用いては当初の目的であるエネルギーの消耗を期せられないということである。すなわち、キャビテーションの発生する条件下に特定形の物体においてこの被害をへらすということは不可能なことで、ここで考えられる被害防止ということはその形を流線形にかえて被害の生じがたいものにおおすということである。したがってこの形はエネルギー減殺効果を著しく減じたものとなる場合もある。減勢とキャビテーション・フリーとはまったく相反する目的であるから、実際には個々の場合、いずれの要素がより重要なことを考えて設計の理念とせねばならない。

この実験には図-15の低圧水槽が使われたが、原型の 1:80 のモデルのとき $v=70$ ft/sec で水頭は -12 ft のとき明らかなキャビティ雲が被害個所に現われた (貯水池はゲート上 135 ft, 下流水位はブロック上 10 ft)。筆者の担当したのは改良型で原型条件ではけっしてキャビテーションは生じなかった。図-25 はさらに圧力をおとして下流側にかすかに白くキャビティ雲が見え始めるまで低圧にした場合の試験データである。したがって下流に白雲を生じても両側の肩部などにはついにキャビティは生ぜず、この型が十分改良の目的を達していることを証明していた。またこの末端の高さのブロックモデルによる実験結果 (右側の結果) は、U.S.B.R. ですで行なわれていた Davis ダムのコンクリートの浸食表面のモデルによるキャビテーション初期発生テストの No. 2 (平均露出骨材高さは粗面の最低部より約 3/4 in) の結果に類似している。

4-3. 標準ホロージェットバルブ減勢池の水力設計

outlet works で放水管やバルブから高速ジェットの水束がとび出す場合の減勢工については水力公式集 [2・6・12] にも 4 つの型があげられている。ここにのべるのは U.S.B.R. の Denver 水力実験所で、同局の設計部のダム部門、機械部門と緊密な連携のもとに開発された新しい型のもので、U.S.B.R. の 6 つのダム (表-2) における設計経験と水力実験によるほか、Boysen ダム、Falcon ダムにおける現場テストを加えて検討した結果えられたもので、outlet works 調節部の下流端におけるものとしては工費と空間の節約を十分に考えてあり、この型に適する地形条件ではほぼ理想的な寸法と思われ、スペースのせまくなりしがちな発電所近傍などの設置にふさわしい型である。

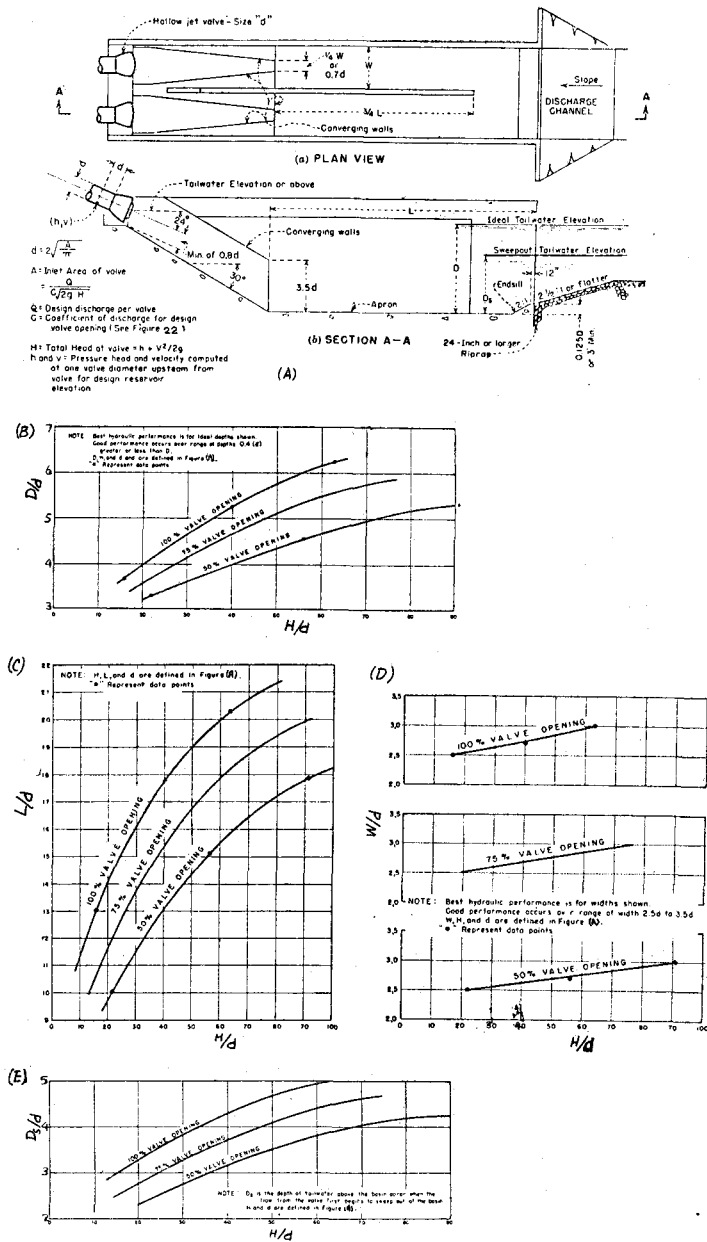


図-26 標準ホロジェットバルブ減勢池の水理設計用図表 (U.S.B.R.)⁴²⁾

図-26 (A) がその一般図で、この設計に当っては Beichley, Peterka (1961)⁴²⁾ の無次元諸量のカーブ(図-26(B), (C), (D), (E))を使う。

(1) まずバルブの所要直径をきめる(水理公式集〔2・4・3〕参照)。

$$Q = CA\sqrt{2gH} \quad (49)$$

ここに Q : 設計流量 (m^3/sec), C : ホロジェットバルブの流量係数(図-22)で開度100%で 0.70, A : バルブ入口の面積 (m^2), g : 重力の加速度 ($9.8\text{m}/\text{sec}^2$), H : バルブにおける全有効水頭 (m)
上式より A を計算し市販のバルブ寸法であるバルブ口径 $d(\text{m})$ をきめる。

表-2 ホロージェットバルブ減勢池の寸法比較表⁴²⁾

Basin Dimensions (1)	Boysen (2)	Falcon, U.S. (3)	Falcon, Mexico (4)	Yellowtail (5)	Trinity (6)	Navajo (7)
Valve diameter, in ft	4	6	7.5	7	7	6
Head at valve, in ft	86	81.5	81.9	380	315	217
Design Q , in cfs	660	1,460	2,285	2,500	3,835	2,340
Coefficient C	0.70	0.70	0.70	0.41	0.70	0.70
Percentage valve open	100	100	100	52	100	100
Depth D , in ft	16.2 19	21.0 22.5	24.7 25.2	31.5 32.6	38.5 38	30.0 35 ^e
Depth D_s , in ft	13.6 14	17.4 17.5	20.2 19.5	25.9 25.6	31.5 31.8	24.6 24
Length L , in ft	60.4 58	74.4 73.9	86.2 94	104 102.8	129 123	103 110 ^e
Width W , in ft	10.2 12	14.7 16.2	18 16.2	19.2 18.7	19.6 18.9	16.2 18.0 ^e
End sill height	3 4	3 3	3.1 3	3.9 3	4.8 5	 ^e ^e
End sill slope	3.3:1 ^d	2:1	2:1	2:1	2:1	 ^e
Converg wall height	3.0d	4.5d	3.9d	3.1d	3.5d	3.4d
Converg wall gap	0.50W	0.52W	0.65W	0.25W	0.25W	0.23W
Center wall length	1.5Ld	0.5L	0.4L	0.7L	0.3L	0.5L
Channel slope	 ^d	4:1	4:1	2.5:1	2:1	6:1 ^e

a Upper values in each box were calculated from Figs. (A) through (B); lower values in each box were developed from individual model studies.

b Valve tilt 24°: inclined floor 30° in all cases.

c See Fig. 16 (A)

d Special case, for structural reasons.

e Special case, for diversion flow requirements (dentated sill used and basin size increased).

(2) H/d がきまったから、図-26 (B) から D/d したがって D が求まる。 D は減勢池の理想的下流水深である。下流水位から D をさしひくと減勢工床面の標高がきまる。 $0.4 \times d$ 位の D の増減は許される。

(3) (C) 図を用いて H/d から L/d をえ、水平エプロンの長さ L がきまる。

(4) (D) 図から同様に W/d がえられ、1 個のバルブに対する幅 W がきまる。

(5) (E) 図から同様に D_s/d をえ、それ以下の下流水深では放流水が池をとり出してしまいう下流水深 D_s をえる。

(6) 次に (A) 図に与えられる関係から減勢池の他の寸法をきめれば水理設計が完成する。

(7) さらに H/d 比をもって、 H/d の種々の場合の実験写真から放水の表面縦断面形を求めて原型の状況を推定することができる。

(8) このようにして計算された減勢工の寸法は Boysen, Falcon, Yellowtail, Trinity および Navajo ダムの各個の模型実験からえられた寸法と非常によく合い (表-2)、このうち前 2 者の減勢池では現場観測を行なったが満足に機能を發揮している。したがって将来のこの型の設計にはモデルテストを要せず、これらの資料のみで十分な設計ができる。

4-4. マニフォールド型減勢池の水理

いわゆるⅢ型の減勢池としては Albertson の着想によるマニフォールド (多岐噴流) 型が考えられるので、Fiala, Albertson (1958)⁴³⁾ の実験結果を図-27 に示す。これは米国において水面下10数 m に及ぶ運河の放水工末端に実用されて成功しているという。

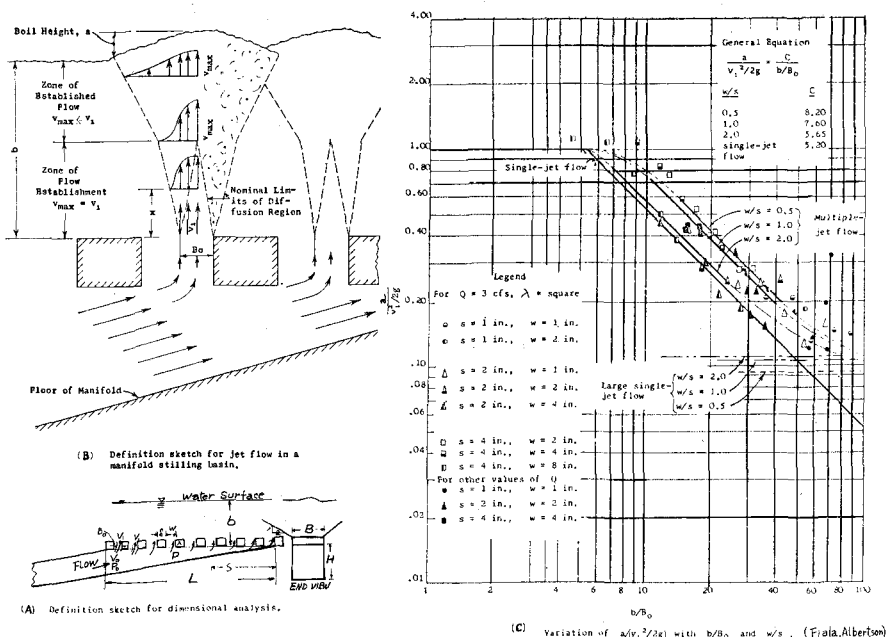


図-27 上向き多岐噴流による（マニフォルド型）減勢池⁴⁹⁾

(1) マニフォルド (manifold) 構造は下流水中に導かれた outlet works の高速放流を垂直上向きに発する一連の噴流に分けて噴出して余分の運動エネルギーを減殺して開水路に連絡するものでその工費は安い。

(2) この減勢池の有利な点は、(a) 噴流は周囲の流体の一部を混入し、そうすることによってそのエネルギーをより大きなマスに分布させる。さらに大きな運動エネルギーはせん断力で直接にかまたは比較的小さい細かい乱れの発生で間接的に熱エネルギーにかえられる。(b) 噴流がテールウォーターの水面に達すれば拡散噴流に残っている運動エネルギーは噴流をテールウォーター水位以上にボイルとして上昇させる。このボイルはついで放射状にひろがり、運動エネルギーを急激に低減し消散させることができる。

(3) 噴流の実験資料が間接に使えるが、この方法が減勢工として適するためには、マニフォルドはその全長に亘ってこれから射出するジェットが均等な分布をしなければならないことと、できるだけ工費を節約するために必要な寸法と形の研究が必要である。

この条件の誘導：ベルヌイの定理、連続の式から

$$\frac{V^2}{2g} + \frac{p}{w} + Z = \text{const.} \quad (50)$$

$$Q = A \cdot V \quad (51)$$

すべての多岐噴流に一定速度と均等な流量を与える条件は、上流端でマニフォルド流入口流量 Q_0 は下流端で0になるまで線型に減じて行くことである。

(50) 式で Z の変化は $V^2/2g$ や p/w に比して小であるから const. と考え、さらに p/w もこの範囲では const. とすると (50) 式より

$$V = \text{const.} \quad (52)$$

$$Q = KS \quad (53)$$

ここに S ：マニフォルドの下流端からの距離。

$S = L$, $Q = Q_0$ のとき (53) 式は、

$$Q/Q_0 = S/L \quad (54)$$

(54) 式から Q をまた (51) 式の A の代りに hB を入れて、 $V = Q_0/A_0 = Q_0/HB$ を考えると (51) 式は、

$$Q_0 \frac{S}{L} = hB \frac{Q_0}{HB} \quad \therefore h = \frac{SH}{L} \quad (55)$$

(4) この方法では両岸に対して高速流も流れの集中も生じない。

(5) マニフォールド流入口的设计は均等な噴流の分岐を図るために重要である。

(6) 単一の噴流の理論に基づいてボイルの高さ a は、

$$\frac{a}{V_1^2/2g} = \frac{C}{b/B_0} \quad (56)$$

とあらわされ、この式は実験の範囲では有効であった。常数 C は形状と流れの特定の条件に対してきめられる。

図-27 (C) に実験結果の C が示される。シングル・ジェットの場合は $C=5.20$ である。

(56) 式を導いた仮定: Albertson (1950) がスロットからの単独噴流によって、流れの中心で $40 \sim 180 \text{ ft/sec}$, B_0 は $1/4 \sim 1/3 \text{ in}$ の5種の実験値から求めた単独噴流の式は、

$$\frac{V_{max}}{V_1} = \frac{C_1}{\sqrt{X/B_0}} = \frac{2.28}{\sqrt{X/B_0}} \quad (57)$$

(これは Tollmien の2次元噴流の拡散の式の $C_1=2.28$ の場合である。水理公式集 [2・6・11] 参照)。

一方、次の仮定式をつくる。

$$a = (V_{max})^2/2g \quad (58)$$

$$\therefore \frac{a}{V_1^2/2g} = \frac{(V_{max})^2/2g}{V_1^2/2g} \quad (59)$$

(57) 式の V_{max} を入れると

$$\frac{a}{V_1^2/2g} = \frac{\left(\frac{2.28V_1}{\sqrt{X/B_0}}\right)^2/2g}{V_1^2/2g} \quad (60)$$

$X=b$ のとき、すなわち水面では

$$\frac{a}{V_1^2/2g} = \frac{5.20}{b/B_0} \left(= \frac{C}{b/B_0} \right) \quad (61)$$

この a は実測値より小さく出るが、理由は (a) 相互の噴流の拡散の干渉がある、(b) 周囲の境界条件が有限で制約される、などによるものと考ええる。

さて、(57) 式は3次元噴流では Kuethe の3領域の B 領域の速度分布であり、本間・岩崎・千秋 (1953)⁴⁴⁾ は3次元噴流 B 領域として $C_1=2.2$ をえている。また C の外にさらに減衰の大となる D 領域を認めている。安芸 (1962)⁴⁵⁾ は2次元落水水において $C_1=2.4$ を求め、さらに有限巾の3次元落水水が十分の広さの水クッション中に貫入するときは流速の減衰式として次の実験式を求めて C および n は Re の関数として示している。

$$\frac{V_{max}}{V_1} = \frac{C}{(X/B_0)^n} \quad (62)$$

このように3次元噴流の B 領域までの取り扱いでは不完全で b が大きくなれば Albertson の式のみでは合わないはずであるが、このときはさらに以上説明した C , D 領域の式または安芸の Re との関係をもった (62) 式を導入すればよいはずである。

(7) マニフォールドの機能は、 b が小さるときは巾 B_0 長さ B なる一連の単独の小さな噴流の特性に近ずき、 b が大きくなるに従い巾 B , 長さ L なる一つの大きな噴流の特性に近似する。

5. 結 語

以上甚だまとまりのないものになったが、種々の outlet works の設計上の問題点に対する水理模型実験による解明例を中心に、各種 outlet works の実例とその典型についても一通りのべることができたものと思う。

現在のところでは、設計条件が特殊な場合や新しいタイプのものを採るときは、実験ずみの設計例に水理学

的にごく類似のもの以外は、outlet works の細部についてはモデル・テストがすなわち設計業務の一部であると信ずる。

流入口、放流口や減勢工などには Froude の相似率、管路中の流れについては Reynolds の相似率が (R_e が十分大なときは f が R_e によらないことを十分に利用できる)ので実用上十分に正確であるから、通水量の計算などには古典水理学的計算が実用されていることと併せて、水理モデル実験のきわめて有効な領域の一つといえる。なおキャピテーションにはまだ相似率が与えられてないが、キャピテーション数は改善の判定には十分有効である。モデルテストはたとえ理論公式による計算より高価だといっても、実施構造物の被害を防ぐことを考え、断面節約を思えば安価なものである。

しかしながら個々に行なわれる実験のみでは進歩がないわけで、流体力学的研究が併行しなければならず、これによって始めて実験が生きるのである。実験資料を有効にするためには実際構造物による観測資料もきわめて大事である。またモデルテストの測定解析にも十分な知識と経験を要することは、多くの資料や経験をもつ専門技術者によって始めてすぐれた形状配置の outlet works を設計できるのとまったく同じである。

多くの水理実験の資料がそろえばこの標準設計化も行なわれ、また理論的解明の機会も多く与えられるわけである。すでに土木研究所で発表されている建設省型式の放流管に対する設計者に有益な図表とか、本国におけるダウンプルに関する研究、キャピテーションに関する研究は、そういう階段にあるものと思われる。また個々の実験データだけでも設計者にとっては十分参考となることは、ゲートの形状と流量係数との関係を推定した 1 例でも明らかであろう。

終りに引用文献の著者各位に深く感謝し、紙数の都合でわが国における有益な参考論文や諸研究のほとんどを割愛したことを残念に思うものである。

参 考 文 献

- 1) U.S. Bur. of Reclamation: Flaming Gorge Dam and Powerplant, Specifications No. DC-5045, 1958
- 2) Cochrane, R.B.: Operation of Spillways in Northwest Projects, Proc. ASCE, Aug., 1959
- 3) 建設省河川局監修・全国河川総合開発促進期成同盟会: 日本の多目的ダム, 山海堂, 1963
- 4) 石井文雄: 田瀬ダムの高水圧制水門扉, 発電水力 No. 18, 発電水力協会, 1955
- 5) 細田和男: 二瀬ダム主放水設備の高圧ラジアルゲート, 発電水力 No. 45, 発電水力協会, 1960
- 6) 村 幸雄・荒木正夫: 堰堤放水管に関する研究(1), 土木研究所報告, 第88号, 1954
- 7) 村 幸雄・荒木正夫・飯田隆一: 堰堤放水管に関する研究(2), 土木研究所報告, 第89号, 1955
- 8) 村 幸雄・荒木正夫: 堰堤放水管に関する研究(3), 土木研究所報告, 第93号, 1955
- 9) Copen, M.D., Rouse, G.C., Wallace, G.B.: European Practice in Design and Construction of Concrete Dams, Vol. I, U.S.B.R., Feb., 1962.
- 10) The Japan Dam Association: New Horizons-Topmost Dams of the World, Oct., 1963
- 11) Brown, J.G. ed.: Hydro-Electric Engineering Practice, Vol. I, (Chapter XIV, Outlet Works and Equipment by Keefe, H.G., Bonnyman, G.A.), Blackie and Son Limited, 1958
- 12) U.S.B.R.: Trinity Dam, Specifications No. DC-4824, 1957
- 13) Simmons, W.P.: Hydraulic Model Studies on the Spillway and Outlet Works for Prineville Dam, U.S.B.R., Hydraulic Laboratory Report No. Hyd-452, Denver, Colo., 1959
- 14) U.S. Bureau of Reclamation: Design of Small Dams (Chapter IX. Outlet Works by Hoffman, C.J.), 1960
- 15) 中川博次・藤本 成・土屋紀夫: 管路型余水吐ゲート 調節時の放流量の一推定法, 土木技術資料, Vol. 6, No. 6, June, 1964
- 16) 村 幸雄・荒木正夫: ダム放水管の設計法に関する一考察, 土木学会誌第40巻第2号, 昭30.2
- 17) 荒木正夫: 大口径ダム放水管の設計法(その1), 発電水力 No. 17, 発電水力協会, 1955

- 18) 荒木正夫：大口径ダム放水管の設計法(その2)，発電水力 No. 18，発電水力協会，1955
- 19) 荒木正夫：ダム放水管に付属する導水樋の機能について，土木学会誌，第40巻第10号，1955
- 20) 佐藤清一：水理学，森北出版，昭35
- 21) 応用水理学(中Ⅱ)，丸善(昭38第2版)
- 22) 土木学会編：土木工学ハンドブック下巻，技報堂，昭39
- 23) 防災ハンドブック，技報堂，昭39
- 24) 土木学会：水理公式集，昭38.8
- 25) 栗津清蔵・近藤 勉：円形断面水路の自由流出について，第20回年次学術講演会講演概要第Ⅱ部，土木学会，昭40
- 26) Schuster, J.C. : Hydraulic Model Studies of the Palisades Dam Outlet Works and Spillway, U.S.B.R. Hydraulic Laboratory Report, No. Hyd-350, Jun., 1956
- 27) Naudascher, E., Kobus, H. E., Rao, R.P.R. : Hydrodynamic Analysis for High-head Leaf Gates, Proc. ASCE, Vol. 90, No. HY. 3, May, 1964
- 28) Bloor, R.L. : Safety and Economy in Concrete Gravity Dams of the Corps of Engineers, 5th International Congress on Large Dams (Vol. II), Paris, May-June, 1955
- 29) ダム水理研究室：高圧ゲートの放流試験，土木技術資料 Vol. 4, No. 3, 昭37
- 30) Ball, J.W. : Hydraulic Characteristics of Gate Slots, Proc., ASCE, Vol. 85, No. HY. 10, Oct., 1959 (Presented at the ASCE Convention in Portland, Oregon, June, 1958)
- 31) 山岡勲：米国における空洞現象によるダム水理構造物表面侵蝕の二，三の実例と模型実験，北海道開発局土木試験所月報，第80号，1960
- 32) U.S. Bureau of Reclamation : Hydraulic Laboratory Practice, Engineering Monograph No. 18, Denver, Colo., 1953
- 33) Simmons, W.P. : Air Model Studies of Hydraulic Downpull on Large Gates, Proc., ASCE, Vol. 85, No. HY. 1, Jan., 1959
- 34) Rouse, H. : Use of the Low Velocity Air Tunnel in Hydraulic Research, Bulletin No. 31, Studies of Engineering, State University of Iowa, 1947
- 35) Ball, J.W. : Model Tests Using Low Velocity Air, ASCE Paper No. 2517, Trans., Vol. 117, 1952
- 36) Smith, P.M. : Hydraulic Downpull on Ice Harbor Powerhouse Gate, Proc., ASCE, Vol. 90, No. HY. 3, May, 1964
- 37) Petrikat, K., Unny, T.E. : Discussion of "Hydrodynamic Analysis for High-head Leaf Gates" by Naudascher, Kobus and Rao, Proc., ASCE, Vol. 90, No. HY. 3, May, 1964
- 38) 本間 仁・千秋信一・土屋昭彦：A Study on Hydraulic Pressure Acting on a Sluice Gate, 土木学会論文集，第36号，昭31
- 39) 田中 裕：ホロージェットバルブの特徴とその歴史，発電水力 No. 64，発電水力協会，1963
- 40) Locher, F. : Investigation of the Hydraulic Properties of the Revised Howell-Bunger Valve, City of Seattle, Wash., U.S.B.R. Hydraulic Lab. Report No. 168, Apr., 1945
- 41) Peterka, A.J. : Hydraulic Model Studies on the Spillways and Howell-Bunger Valve Hoods and a Proposed Ice-Prevention System for Ross Dam, U.S.B.R. Hydraulic Lab. Report No. Hyd-207, Aug, 1946
- 42) Beichley, G.L., Peterka, A.J. : Hydraulic Design of Hollow-Jet Valve Stilling Basins, Proc., ASCE, Vol. 87, No. HY. 5, Sept., 1961
- 43) Fiala, G.R., Albertson, M.L. : The Manifold Stilling Basin, Colorado State University Research Foundation, Fort Collins, Colo., Oct., 1958 (CER 58 MLA 35)
- 44) 岩崎敏夫・千秋信一：静水中に落下する噴流の実験，土木学会誌，38巻8号，昭28
- 45) 安芸周一：アーチダム中央越流型洪水吐に関する研究，電力中央研究所技術報告，土木62002，昭37