# 我国におけるテンタゲートの崩壊事故

# Tainter-gate failure in Japan

石井徳章\*, 阿南景子\*\*, 巻幡敏秋\*\*\*, 奥達也\*\*\*\*, 大原健史\*\*\*\*\*
Noriaki Ishii, Keiko Anami, Toshiaki Makihata, Tatsuya Oku, Takeshi Ohara

\*工博, 大阪電気通信大学 教授, 工学部・機械工学科(〒572-8530 大阪府寝屋川市初町 18-8)
\*\*工博, 足利工業大学 講師, 工学部・機械工学科(〒326-8558 栃木県足利市大前町 268-1)
\*\*\*工博(〒569-1031 大阪府高槻市松が丘 4-20-3)

\*\*\*\*工修, 大阪電気通信大学 大学院生, 工学研究科博士(後期)課程(〒572-8530 大阪府寝屋川市初町 18-8) \*\*\*\*\*大阪電気通信大学 大学院生, 工学研究科博士(前期)課程(〒572-8530 大阪府寝屋川市初町 18-8)

This paper describes a serious failure of 37-ton Tainter gate in Japan and presents its failure re-investigation, where the major characteristics of static structural strength and self-excited vibration are addressed with the aid of current FEM high technologies and our theoretical calculations developed for the 87-ton Tainter-gate failure at Folsom dam in California. The Tainter-gate failure occurred on July 2nd 1967 at W Dam, constructed at the upstream of Yura River in Kyoto Prefecture in Japan. The failure investigation at that time concluded that the radial strut structure was not high enough in strength for the hydrostatic load to induce the serious in-ward buckling failure of the main radial struts. In the present study, FEM simulations were made to address that the gate failure could not take place, caused only by the static hydraulic load. Subsequently, the theoretical calculations developed for the Folsom Tainter-gate failure was incorporated into FEM simulations to address that W gate also induced the coupled-mode violent self-excited vibration at its incipient failure, while the gate was being closed at small gate openings, closely similar as on the Folsom gate failure.

Key Words: Fluid Dynamics, Hydraulic Gate, Tainter Gate, Self-Excited Vibration キーワード:流体力学、水門、テンタゲート、自励振動

### 1. 緒言

現在に至るまでに、種々なゲートの事故が経験されている。ここで報告する事例は、我国において竣工直前の37トンのクレストテンタゲートが、1967年7月2日午前11時に約59回の操作と継続操作約110時間を経て破壊した事故である<sup>(1)</sup>。この事故の28年後、1995年7月17日に米国カリフォルニア州フォルソンダムにおいて87トンの巨大なテンタゲートが崩壊している<sup>(2)~(4)</sup>

我国で事故が発生したゲートでは、継続操作時間の約63%が3~10cmの小開度放流の操作がなされていた経緯がある。当時の事故原因調査報告書<sup>(1)</sup>によれば、構造的な強度不足により静的に脚注が座屈崩壊したものと結論付けられている。ただし、事故ゲート(第3号)の左右岸とも下段中央に亀裂、上段中央に破断した箇所があり、脚柱は座屈に至る間に振動等の動的な影響も加わった可能性があることが懸念されていた。このような背景から、事故発生から5年後に、テンタゲートが引き起こす振動問題を解明する試みが石井らによって進められ、激しい自励振動が発生しうることが示されている<sup>(5)~(8)</sup>。しかしながら、当時の石井らの研究はスキンプレートの円弧中心がトラニオンピンから偏心している場合、すなわち「偏心型テンタゲート」

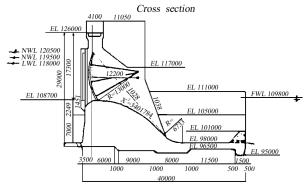


図-1 ダムとゲートのレイアウト

に限られたものであった。事故が発生したゲートは偏心型ではなかったため、現実には石井らが指摘する自励振動は起こりえなかったというのが当時の社会の受け止め方であった。その後、真相の究明は行われないまま 28 年が経過し、我国で崩壊したゲートよりもはるかに大きなテンタゲートが米国で崩壊している。米国の事故では、ゲートのすぐ上にいた操作員が「崩壊直前に強い振動が発生した」と明確に証言しており、大きな社会的問題となった。事故当時、石井はゲートを管理する USBR(米国内務省開拓局)の要請を受けて事故調査の一員に加わり、事故の真

相解明を行っている。その結果、我国のゲート事故では解明できていなかった新たな真相が石井・阿南らによって明らかにされている<sup>(3),(9)</sup>。それが、「同心型テンタゲート」すなわちスキンプレートの円弧中心がトラニオンピンと完全に一致しているテンタゲートでもスキンプレートの流水方向曲げ振動とゲート全体のトラニオンピン周りの回転振動とが連成して激しい2自由度フラッターを引き起こすという自励振動問題である。現在実用されているすべてのテンタゲートに関わる重要な自励振動問題である。フォルソンダム・テンタゲートの場合には、この2自由度フラッターが発生し、スキンプレートの流水方向曲げ振動が僅か8mmに達したときにゲート崩壊が始まったはずと結論づけられている。

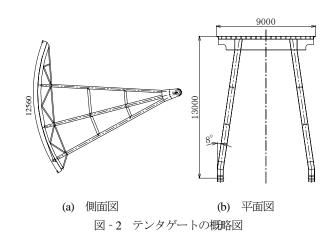
上記のように、すべてのテンタゲートに関わる重要な自励振動問題が明らかにされているので、我国で起こった事故に関しても再度真相解明を行っておく必要がある。このような観点に立って、本報では、事故原因調査報告書の要旨を示し、当時はなかった FEM 解析法を用いてゲートの応力・変形解析、脚柱の座屈解析を行い、静的な要因による崩壊の可能性を再検討した。さらに、フォルソンダム・テンタゲート事故調査の結果から明らかになった2自由度フラッター発生条件を適用し、動的要因による事故発生の可能性を詳細に検討した。その結果、我国における崩壊事故に関しても、フォルソンダム・テンタゲート崩壊事故の場合と同様、静的にはゲートは破壊に至らず、振動の関与によって破壊に至ったことを明らかにしている。

#### 2. ダムとテンタゲートの概要

## 2.1 ダム

#### 2.2 テンタゲートの概要

テンタゲートの概略図を図 - 2 に示している。ゲートの側面図と上面図である。スキンプレートの円弧長は 12.56m であり、円弧半径が 13m、スパンの幅は 9m である。ゲートの総重量は37ton である。当ゲートの脚柱平面形は  $\pi$ 型で、トラニオン中心より82cm 上流までの範囲では水路面に平行になっており、それより上流の部分ではスパンの中心に向かって8°傾斜している。主桁及び上段、中段、下段それぞれ左右2本ずつの脚柱よりなる平面  $\pi$ 型ラーメン構造として設計されている。脚柱の中間支持材は、上段、中段、下段の各脚柱を3等分した点を繋ぐように挿入されている。



#### 3. 事故原因調査報告書の要旨

## 3.1 事故ゲートの操作実績

湛水後から事故直前までの水深(ダム水位 EL.-クレスト頂 EL.108.700) およびゲート開度(m)を事故原因調査報告書<sup>(1)</sup>のゲート操作記録から引用したものが図 - 3 である。ダム水位は、6 月 30 日 20 時から EL.120.450(11.75m)近傍に達し、ほぼ常満水位となっている。

#### 3.2 脚柱の面内の座屈強度及び安全率

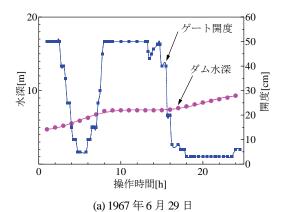
当時の事故原因調査報告書に記載されている脚柱の面内の座屈強度を引用すれば、表 - 1 のようになっている。事故直前までのダム水位はほぼ常満水位(EL.120.500)に近い状態であったが、ゲートの脚柱には座屈現象は生じていない。さらに、事故後、第1号ゲートを使用した試験においても脚柱の面内の座屈現象は生じていない。従って、脚柱の両端の境界条件はバネーピンに近いものであったと想定され、安全率(P<sub>c</sub>/N)は1.0よりも大きく、1.41であったものと考えられる。湛水後から事故直前までの水深変化(ダム水位 EL.-クレスト頂 EL.108.700)を事故原因調査報告書のゲート操作記録から引用し、事故直前までの脚柱の安全率の変化を示したものが図 - 4 である。

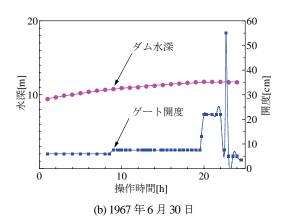
事故前日からダム水位がほぼ常満水位に達しているため脚柱の座屈に対する安全率は変化なく、1.0 よりも十分に大きな 1.6 となっている。このデータからもゲートは、静的荷重のみでは、脚柱に破壊的な座屈条件が生じることはあり得ないと言える。

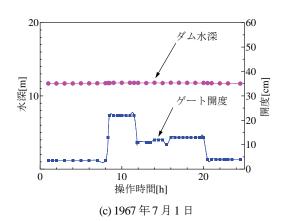
#### 3.3 脚柱の構造特性

事故原因調査報告書から事故の原因を究明するために実施された第1号ゲートでの試験結果を引用したものが表-2である。 上段の脚柱に作用する荷重、応力・軸力を1として表したものである。 脚柱上段、中段及び下段の応力・軸力等に関する構造特性を示す。

荷重が各脚柱にほぼ均等に分配されていることが分かる。当 ゲートは、脚柱として上段、中段、下段の3脚で形成された構 造形式であり、各脚柱への荷重分配が適切であったかどうか疑 間視されていたが、実測の結果からは構造的に問題ないと言え る。







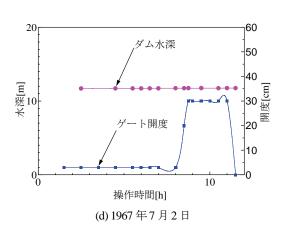
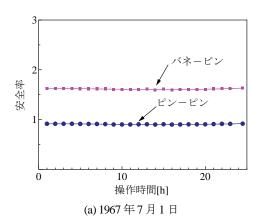


図-3 ダム水深と第3号ゲート開度の記録

表 - 1 脚柱の面内座屈強度及び安全率

条件	脚柱	荷重係数	面内座屈荷重Pcr*)(tf)		安全率(Pcr/N**)	
			ピンーピン	バネーピン	ピン-ピン	バネーピン
設計荷重	上段	1	93.75	166.99	0.79	1.41
	中段	1.1	-	_	_	_
	下段	1.23	I		I	_
破壊時荷重	上段	1	78.44	$(139.52)^{***}$	0.9	$(1.60)^{***}$
	中段	1.37	-	_	_	_
	下段	1.6	ı	_	-	_
試験時荷重	上段	1	74.85	_	0.92	_
	中段	1.45		_	_	_
	下段	1.71	_	_	_	_

\*<sup>\*</sup>)脚柱長=11,800mm と設定した計算、 \*\*<sup>\*</sup>N=軸力、\*\*\*<sup>\*</sup>推定値



3 バネーピン ピンーピン 製作時間[h] (b) 1967 年 7 月 2 日

図-4 脚柱の面内座屈強度の安全率

表-2 ゲート脚柱の構造特性

条件		脚柱に対する条件	上段	中段	下段
		荷重比	1	1.1	1.23
設計荷重	重	断面比	1	1.113	1.205
		断面比/荷重比	1	1.012	0.98
試験時荷重	計算	荷重比	1	1.45	1.71
		軸力比/荷重比	1	0.95	0.856
	実測	軸力比	1	1.3777	1.463
		応力比	1	1.178	1.253
		応力比/軸力比	1	0.855	0.856

#### 3.4 事故の原因

事故原因調査報告書によると、事故の原因は脚柱の面内の座 屈強度不足であると結論付けられている。

鋼道路橋設計示方書を引用して、事故ゲートに具備すべき細長比の目処が、主要部材で120以下、2次部材でも150以下であると記載されている。事故ゲートの細長比が160以上と上記基準を大幅にオーバーしていることは事実である。しかしながら、ゲート操作を頻繁に実施された第3号ゲートにおいて、開度30cm→全閉操作時に一瞬のうちに破壊事故が発生した原因に対する究明が十分でなかったように思われる。

## 3.5 今後の課題

事故原因調査報告書から今後の課題について引用すると、以下の通りである。

- 1) ゲート脚柱の面内の座屈安定に関する事項を再検討すること。
- 2) ゲートに作用する外力並びに動的な挙動についての研究 を推進すること。

#### 3.6 事故原因調査報告書の問題点

座屈した脚柱の調査から左右岸とも下段中央にき裂、上段脚柱に破断した個所がある。また、ゲートが一瞬のうちに崩壊したことから、脚柱は単純な座屈現象ではなく振動(自励的な振動)等の動的な影響が加わったと考えるべきであり、「今後の課題」にも記載されているように、ゲートに作用する動的な挙動の解明が必要である。

## 4. FEM 解析によるゲートの構造解析

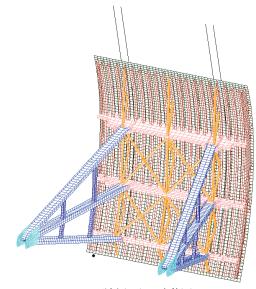
上記のように、事故原因調査報告書の結論には疑問が残る。 そこで、静的な荷重のみで本当に脚柱の崩壊に至るのかを検討 するために、FEM による構造解析を行った。解析には汎用ソフト MSC/NASTRAN for Windows を使用した。計算精度を上げる ために要素細分化法(H 法)を採用し、変位法により要素に働く 力の釣り合いを解析している。

FEMによる2次元解析での要素分割には梁要素と板要素があり、構造系に対応してどちらかが選定される。例えば、板要素が支配的な構造系であれば、板要素で解析されるのが一般的であるが、要素数の増加に伴い計算時間が長くなる欠点がある。ここでは計算時間は長くなるが最も正確な板要素で解析した。

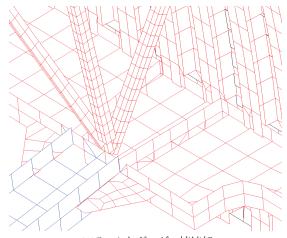
全ての構造を板要素で作成した FEM モデルを図 - 5 に示す。図 - 5(a)が下流側からの立体図、図 - 5(b)がラジアルアームとホリゾンタルガーダの接続部を拡大したものである。図 - 5(c)はラジアルアーム間の補剛材取付け部を拡大したものである。FEM モデル作成に際して最も注意した点は部材間の接合の条件である。すべて完全に剛な接合とした。全要素数は21,605 であり、接点数は23,150 である。

作成したモデルを用いて、以下の条件で解析を行った。

(1) トラニオン軸の摩擦を考慮する。



(a)下流側からの立体図



(b)アームとガーダの接続部

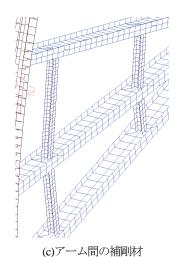


図 - 5 作成した FEM モデル

- (2) 水位条件は常満水位 EL.120.700(NWL;EL.120.500+0.200) とする。
- (3) ゲート底部の摩擦は考慮しない。

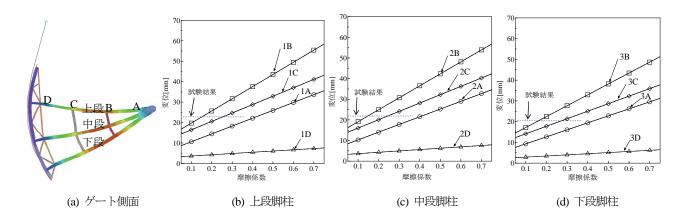


図-6 脚柱の変位

## 4.1 脚柱の変位

トラニオン軸での摩擦を考慮した際に、ゲートのどの部分に大きな変形が生じるのかを明らかにするため、FEM 解析によって脚柱の変位量を求めた。

トラニオン軸の摩擦係数に対する上段、中段及び下段脚柱の変位を求めた結果が図 - 6 である。図 - 6(a)は脚柱の変位の様子を色表示したものである。中段と下段のB 点近傍が濃い赤色になっており、大きく変形していることを表している。図 - 6(b)、図 - 6(c)、図 - 6(d)はそれぞれ上段(No. 1)、中段(No. 2)、下段(No. 3)の脚柱について、図 - 6(a)に示したA,B,C,D の各点における変位を表したものである。いずれも横軸はトラニオン軸での摩擦係数であり、0.1 から 0.7 まで変化させて計算した。摩擦係数が大きくなるにしたがって、すべての点での変位量は大きくなっており、最も大きな変位量が発生しているのはいずれの脚柱においてもB点である。

No.3 ゲートの事故後、No.1 ゲートについて、常満水位 (EL.120.500)における脚柱 1/2 点の変形が計測された。その結果を図 - 6(b),図 - 6(c),図 - 6(d)に青色の破線で記している。計測が行われた脚柱 1/2 点は、図 - 6(a)に示す B 点と C 点の間に相当する。各脚柱での変位の測定値は約 20mm から 22mm であった。

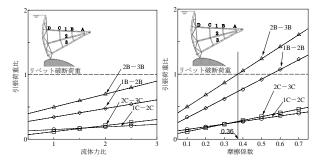
実測した変位量は、トラニオン軸の摩擦係数が設計値の 0.2 程度の場合に FEM 解析により得られた B 点と C 点の変位量のほぼ中間の値である。したがって、FEM 解析の結果は実際の変位量をよく表しているといえる。

#### 4.2 中間支持材の強度

変位解析の結果もっとも大きな変形が生じたB点およびC点は、脚柱長手方向を3等分する個所に相当し、その位置には中間支持材が取り付けられている。中間支持材と脚柱は、直径19mmの4本のリベットで結合されている。

各結合点での強度を評価するため、静水圧とトラニオン軸の 摩擦係数を増加させた場合について中間支持材の引張荷重を求 めた。その結果を図 - 7 に示している。

図 - 7(a)の横軸は、ゲートに作用する全流体力を静水圧によ



(a) 流体力と引張荷重

(b) トラニオン軸摩擦係数と 引張荷重

図-7 中間支持材に働く引張荷重

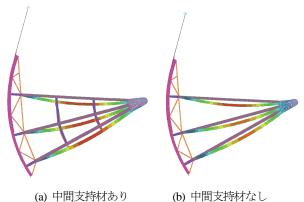
る力で割った流体力比であり、静水圧に対する安全係数を表している。縦軸の引張荷重比はリベット破断荷重に対する引張り荷重を表す。したがって、縦軸が 1.0 よりも大きくなるとリベットが破断することになる。B 点の中段と下段脚柱を結ぶ中間支持材(2B-3B)に大きな引張荷重が現れている。しかし、もし静水圧の 3 倍の力がゲートに作用したとしても、このリベットは破断に至らないことが分かる。リベットが破断に至るのは、静水圧の 3.5 倍以上の力が加わったときである。

図 - 7(b)は、トラニオンピンでの摩擦を変化させ、発生する 引張荷重を算出したものである。図より、リベットが破断する のはトラニオン軸の摩擦係数が0.36以上のときであることが分かる。事故を起こしたゲートは据え付けられてからの日数も浅く、トラニオン軸の摩擦係数は設計値の 0.2 程度であったと考えられ、中間支持材のリベット破断は起こり得ないといえる。

以上のように、中間支持材のリベット破断が発生するとすれば、B点の中段と下段脚柱を結ぶ中間支持材に発生するはずであるが、事故後のゲート状況調査からも中間支持材のリベット破断は確認されていない。したがって、事故ゲートは静的荷重に対して十分な構造強度を持っていたと結論付けることができる。

## 4.3 脚柱の面内座屈強度

荷重条件として、常満水位 EL.120.700(NWL;120.500+0.200)



(a) 中間支持材あ (安全率 1.41)

(b) 中間支持材なし (安全率 1.0)

図-8 座屈解析結果

の静水圧を与え、脚柱の面内座屈に対する安全率(P<sub>a</sub>/N、P<sub>a</sub>:座屈強度、N:軸力)を算出した。得られた結果を図-8(a)に示している。面内座屈に対する安全率は1.41であった。この値は、表-1に示した面内座屈に対する安全率とよく一致している。したがって、静水圧による座屈崩壊は起こり得なかったと言える。中間支持材の有無により、脚柱の面内座屈強度がどのように変わるのかを示すため、中間支持材を取り除いた場合の解析結果も図-8(b)に示している。中間支持材がない場合であっても、安全率は1.0となっている。

#### 4.4 FEM 解析から得られた結果のまとめ

- 1) 脚柱の変位はB点近傍で最大となる。変位の計算値は試験 結果と良く一致している。
- 2) B点に設けられている中間支持材のリベットは、トラニオン軸の摩擦係数が0.36以上で破断するが、ゲートは据え付けられてからの日数も浅くトラニオン軸の摩擦係数は設計値の0.2程度であったと考えられ、中間支持材のリベット破断は起こり得なかった。静水圧に対しても安全係数が3.0以上であり、静水圧によるリベット破断も起こり得なかった。
- 3) 本ゲートの面内座屈に対する安全率は1.41となる。したがって、静水圧による脚柱座屈は起こり得なかった。

以上より、本ゲートは、静的には崩壊し得なかったと結論付けられる。

## 5. FEM 解析によるゲートの振動解析

## 5.1 ゲートの空中固有振動数

ゲート崩壊に関わったと考えられる振動を明らかにするために、構造静解析で用いたのと同じ汎用ソフトを用いてゲートの空中での固有振動特性を解析した。テンタゲート系の主要な固有振動は、ワイヤーロープのばね作用に起因したゲート全体のトラニオン軸回りの剛体固有振動と、スキンプレートおよび脚柱の剛性不足に依存したスキンプレートの流水方向の曲げ固有振動である。

ゲート全体のトラニオン軸回りの剛体的な回転の固有振動数

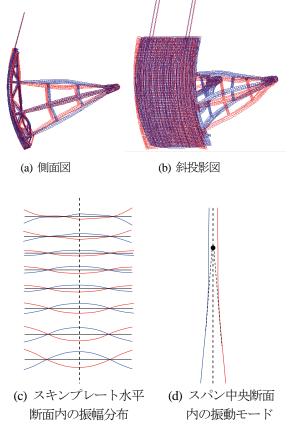


図 - 9 スキンプレートの空中曲げ固有振動(24.9Hz)

は、ゲートの慣性モーメントと吊りワイヤーロープのばね定数 から計算でき、 $\Omega_{\text{nef}}$ =6.16 $\sim$ 6.62Hz となる。

スキンプレートの流水方向の曲げ固有振動は、ゲートの構造が複雑であるため、計算により算出することは困難であるが、FEM により解析することが可能である。FEM 解析により得られたスキンプレートの流水方向曲げ固有振動のモードを図 - 9 に示している。図 - 9(a)はゲートを側面から見た図であり、図 - 9(b)は上流側斜め方向から見た図である。いずれも、赤と青で振幅の最大と最小を示している。固有振動数 $\Omega_{\text{many}}$ は 24.9Hz であった。

スキンプレートの振動を詳細に調べるため、スキンプレートを上下 8 分割した各水平断面における振幅を図 - 9(c)に赤と青で示している。両脚柱の取合部で節となり、スパン中央で腹となる板振動であり、その振幅はスキンプレート下端ほど大きくなっている。スキンプレート鉛直面内での振動モードを明らかにするために、スパン中央おける振幅を表示したものが図 - 9(d)である。スキンプレートの上半分ではほぼ一定であるが、スキンプレート中央付近から下端に向かって振幅は徐々に大きくなり、スキンプレート下端で最大となる。したがって、特に、スキンプレート下方では回転的な低次の曲げ振動をしていると捉えることができる。そこで、スキンプレート下方の振幅の延長線上に回転的な振動の節が存在すると考えると、回転の中心はスキンプレート高さの 3/4 付近にあると言える。

#### 5.2 2 自由度フラッター振動

### (1) 発生メカニズム

テンタゲートの振動発生のメカニズム<sup>9)</sup>を図 - 10 に示している。

スキンプレートが何らかの外乱により流水方向(ψ)に回転的な低次の曲げ振動①をすると、スキンプレートに接した流体を流水方向に押したり引き込んだりすることになるため、それに起因した巨大な押引動水圧が引き起こされる①。この巨大な押引き動水圧はスキンプレートの空中での固有振動数を大幅に低下させる重要な働きをする。さらに、スキンプレートの流水方向振動によって慣性トルク②が生じ、それがゲート全体をトラニオンピン周り(θ)に回転させる③。その結果、ゲート下端の放水流量が変化し④、それに起因した流量変化動水圧⑤が発生する。それがスキンプレートの流水方向振動①にエネルギーを供給し、振動を増大させる。

このように、テンタゲートの2つの振動モードの連成によって引き起こされるテンタゲートの「2 自由度の連成振動」は、翼や流線型断面の橋桁で発生する「2 自由度フラッター<sup>(10)</sup>」ときわめてよく類似したものである。

## (2) 2 自由度振動系のフラッター不安定性

テンタゲートで生じる2自由度振動系が動的に不安定であるか否かは、これまでの研究で確立している理論解析によって判定することが可能である<sup>(9),(11)~(16)</sup>。

テンタゲートの2自由度振動系の動的不安定性を検討するためには、最初に、水の付加質量によって大幅に低下するスキンプレートの水中固有振動数 $\Omega_{\rm wv}$ と、ゲート全体のトラニオン軸回り固有振動数 $\Omega_{\rm dot}$ が近づいたとき、両者が共振に近い状態で効率のよい連成振動を引き起こすためである。

これまでの理論解析(0)(11)(14)を用いれば、ダム水位条件が EL.108.700(崩壊時水位)の時のスキンプレートの水中固有振動 数 $\Omega_{mwy}$ を推定することが可能である。スキンプレートが流水方向に振動した際の空中と水中での振動数比は、次式:

$$\frac{\Omega_{m\nu\psi}}{\Omega_{na\psi}} = \frac{1}{\sqrt{1 + \alpha_{\psi} \Delta m_{\psi}}} \tag{1}$$

で得られる。ここで、 $\alpha_{\psi}$ は水とスキンプレートとの質量比であり、 $\Delta m_{\psi}$ は等価付加質量である。FEM 解析で得られた振動モードと空中での固有振動数 $\Omega_{nw\psi}$ 24.9Hz を用いれば、水中固有振動数 $\Omega_{nw\psi}$ は5.68~6.00Hz と推定できる。事故原因調査報告書に記載されている No.1 ゲートを用いた現地測定結果では、常満水位で 0.8cm 開度放流時のスキンプレートの振動数は 5~8Hz、その平均値として 5.72Hz となっており、ここでの試算結果にきわめてよく一致している。

W ダム・テンタゲートの動的安定判別図 $^{(9),(16)}$ を図 - 11 に示している。横軸がスキンプレートの水中固有振動とゲート全体のトラニオン軸回り固有振動との振動数比 $\Omega_{\text{nww}}/\Omega_{\text{ne}}$ であり、縦軸が動的不安定のレベルを代表する発振比(負性減衰比)である。テンタゲートがこの発振比以上の構造減衰を備えていれば、ゲートは動的に安定になるので、この発振比は動的安定に必要な

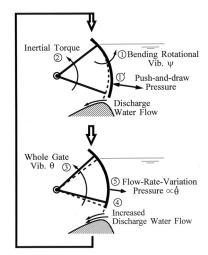


図 - 10 テンタゲートの振動発生メカニズム

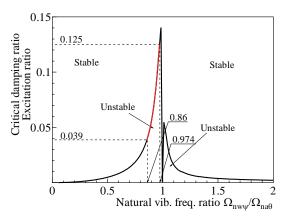


図 - 11 W ダム・テンタゲートの動的安定判別図

減衰比、すなわち臨界減衰比と捉えることが可能である。 横軸 の周波数比が1.0に近い範囲で動的不安定のレベルが大きく、特 に、周波数比が 1.0 をわずかに下回るときに強烈なフラッター 振動が発生することを示している。

仮に、テンタゲートの持つ構造減衰比が 0.01 の場合、流水方向の水中固有振動数 $\Omega_{\text{nww}}$ とトラニオン軸回りの空中固有振動  $\Omega_{\text{nu}\theta}$ との比 $\Omega_{\text{nww}}/\Omega_{\text{na}\theta}$ が 0.6~1.2 のとき、航空機翼や長大橋で経験されるのと同様なフラッター現象が発生することを示している。実験による検証もなされている  $^{(9),(16)}$ 。

今回試算された固有振動数 $\Omega_{\text{nwy}}$ 、 $\Omega_{\text{na0}}$ を用いると、固有振動数比 $\Omega_{\text{nwy}}/\Omega_{\text{na0}}=0.86\sim0.97$  となり、 $\Omega_{\text{wy}}/\Omega_{\text{a0}}<1$  の強い動的不安定範囲となる。その範囲を赤色で図示している。

固有振動数比が 1.0 より小さいこの範囲での動的不安定は、スキンプレートの流水方向振動( $\mathbf{Y}$ )が主体となる振動であることが過去の研究より明らかになっており $^{(9),(16)}$ 、今の場合、その発振比は  $0.039\sim0.125$  である。したがって、極めて激しい自励系の振動発生が予測される。なお、 $\Omega_{\text{nwy}}/\Omega_{\text{na0}}>1$  の領域はトラニオン軸回り振動( $\mathbf{\Theta}$ )が主体となる振動の発現範囲である。

## (3) ゲート崩壊を引起こす振動振幅

水中でテンタゲートが振動し、スキンプレートの流水方向曲 げ振動が生じると、巨大な押し引き動水圧が発生する。その大 きさは、スキンプレート下端の流水方向の回転的な振動振幅に 比例して大きくなる。そこで、事故ゲートについて、スキンプレート下端の振幅に対する動水圧の大きさを表したものが図-12である。横軸は、スキンプレート下端の振幅を放水口の水深で割った無次元振幅であり、縦軸は、発生する全流体力(動流体力と静流体力との和)と静流体力との比を表している。

第4章に記述しているように脚柱の面内座屈強度に対する安全率は1.41であった。図-12より、静水圧の1.41倍の流体力が作用するのは、横軸の無次元振幅が0.72のときである。これは、スキンプレート下端の振動振幅が8.5mmのときに相当する。したがって、事故ゲートでは、自励振動が発生し、その振幅がわずか8.5mmに達したときに、脚柱の面内座屈強度を越えてゲートが一瞬のうちに崩壊したとものと推定できる。

#### 6. 結言

最新の FEM 解析法と米国でのゲート事故調査から明らかになった2自由度フラッター発生条件を用いて我国におけるゲート崩壊事故を再検討した結果、以下の事柄が明らかになった。

- (1) ゲート脚柱の面内座屈強度に対する安全率は1.41であり、静水圧下ではゲートは崩壊し得ない。
- (2) 水中でのスキンプレートの流水方向板曲げ振動の固有振動数とゲート全体の剛体的回転振動数との振動数比が、W ダム・テンタゲートの場合、0.86 から 0.97 の範囲にあったため、タコマナローズ橋やフォルソンダム・テンタゲートで経験されたフラッター現象と同種の激しい自励振動が発生し、それがWダム・テンタゲートを崩壊させたと考えられる
- (3) 水中でゲートが振動した場合、スキンプレート前面に作用する動水圧は加速度に比例する極めて大きなものとなる。 試算結果によれば、スキンプレート下端中央の振動振幅が僅か8.5mm に達したとき、ゲートに働く全流体力が脚柱の面内座屈強度に対する安全率1.41を越えてゲートが一瞬のうちに崩壊したと結論付けられる。

## 参考文献

- (1) 矢野勝正: 和知ダムのゲート事故について、京大防 災研究所年報第 11 号 B, pp.203-219, (March 1968).
- Ishii, N.: Folsom Dam Gate Failure Evaluation and Suggestion, 1st report submitted to U.S. Bureau of Reclamation, (Aug. 1995).
- (3) Ishii, N., Anami, K., Knisely, C.W.: Final report "Lessons from Folsom Dam Tainter-Gate Failure and Future Work for Subsequent Generations", submitted to the Department of the Interior, U.S. Bureau of Reclamation, (08 Dec. 2005).
- (4) Forensic Report, 1996, Spillway Gate 3 Failure Folsom Dam, American River Division Central Valley Project California and Bureau of Reclamation Mid-Pacific Regional Office Sacramento, California (Nov. 18, 1996).
- (5) 石井徳章・今市憲作: 表面波の発生と連成したテンタゲー

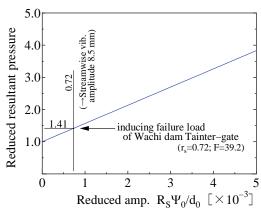


図-12 振動振幅と発生する全流体力の関係

ト系の自励振動, 日本機械学会論文集, 42-364, pp.3853-3861, (Dec. 1976).

- (6) 石井徳章・今市憲作:表面波の発生と連成したテンタゲートの自励振動(近似解),日本機械学会論文集,48-428,B,pp.640-647,(Apr. 1982).
- (7) Ishii, N. and Naudascher, E.: A Design Criterion for Dynamic Stability of Tainter Gates, Journal of Fluids and Structures, Vol.6, No.1, pp.67-84, (Jan. 1992).
- (8) 阿南景子·石井徳章·奥達也: 偏心形テンタゲートの動的安定判別図, 日本機械学会論文集, 71-712, C, pp.3375-3380, (Dec. 2005).
- (9) 阿南景子: テンタゲート式大形水門における流体関連複合 発散振動, 博士学位論文, 大阪電気通信大学, 甲第 15 号, (Mar. 2002).
- (10) 鷲津久一郎: 空力弹性学、共立出版株式会社, (July 1965)
- (11) Anami, K. and Ishii, N.: Flow-Induced Dynamic Instability Closely Related to Folsom Dam Tainter-Gate Failure in California, In: Flow Induced Vibration (eds: Ziada S. & Staubli T.), pp.205-212, Balkema, (Jun. 2000).
- (12) 阿南景子・石井徳章・山崎雅裕: フォルソンダムゲートのせき板の回転運動によって生じる流体圧力, 日本機械学会論文集,66-652, B, pp.3116-3123, (Dec. 2000).
- (13) 阿南景子・石井徳章: 垂直平板剛体せきの振動によって発生する動水圧に関するモデル実験と理論解析の検証、日本機械学会論文集,68-667, B, pp.719-725, (Mar. 2002).
- (14) 阿南景子・石井徳章・鷹野 渉: 鉛直平板剛体せきの流体関連回転振動における等価付加質量と波動放射減衰係数、日本機械学会論文集, 68-668, B, pp.1072-1079, (Apr. 2002).
- (15) 阿南景子・石井徳章・鷹野 渉: 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, 構造工学論文集, Vol.49A, pp.645-651, (Mar. 2003).
- (16) Anami, K., Ishii, N., Knisely, C. W., Todd, R.V., Oku, T.: Vibration Tests with A 1/13-Scaled 3D Model of Folsom Dam Tainter-gate, Proc. of Hydro Vision 2006 (CD-ROM), No.179, Portland, Oregon, USA, (Aug.2006)

(2006年9月11日受付)