

非定常自由表面流中の正角柱に働く流体力

HYDRODYNAMIC FORCE EXERTING ON A SQUARE PILLAR IN UNSTEADY FREE SURFACE FLOWS

秋山 壽一郎¹・重枝 未玲²・小林 俊彦³・大田 和正³

Juichiro AKIYAMA, Mirei SHIGE-DA, Toshihiko KOBAYASHI and Kazumasa OOTA

¹正会員 Ph.D 九州工業大学教授 工学部建設社会工学科 (〒804-8550 北九州市戸畑区仙水町1-1)

²学生員 修士(工) 九州工業大学大学院 工学研究科博士後期課程 (同上)

³学生員 学士(工) 九州工業大学大学院 工学研究科博士前期課程 (同上)

Flow characteristics of 1-D dam break flows and hydrodynamic force exerted on a square pillar placed by the flow were measured by a 2-component load cell. The angle of attack of the pillar and the ratio of channel width to the pillar width (blockage-ratio) were kept 0 degree and 10, respectively. It is found that the velocity profile of the flow with no presence of a pillar follows approximately logarithmic velocity distribution on the smooth wall, and that the ratio of surface to depth-averaged velocity is about 1.12. The magnitude of drag coefficient of the pillar 1-D dam break flows is compared with that of steady uniform flows. The former increases very slowly with t_* after $t_* > 70$.

Key Words : Drag coefficient, square pillar, unsteady free surface flow, PTV

1. はじめに

ここ数年, 世界各地で局地的集中豪雨による洪水災害が頻発している. わが国では推定8,500億円の総被害額となった2000年9月の東海豪雨災害が記憶に新しいが, その後も隣国の韓国や台湾などで洪水災害が発生し, 甚大な被害をもたらした. このように, 予想を超えるような集中豪雨とそれに伴う洪水氾濫が頻発するようになってきた現在では, 堤防の強化等のハード的な洪水氾濫対策には自ずと限界があり, 洪水が氾濫した場合を想定し, その被害を最小限に抑えるソフト面での対策, つまり氾濫原管理がこれまでも増して重要になってきた^{1), 2)}.

わが国の都市の多くは, 周知のとおり河川の氾濫区域に位置しており, 海に臨んで位置する大都市も少なくない. 異常気象の深化に伴う極度の集中豪雨が発生した場合には, ダムや堤防の決壊による非定常性の強い洪水氾濫により, 河川に隣接する市街地では家屋の倒壊や流失等の甚大な被害をもたらす可能性がある. また, 洪水氾濫に較べて発生頻度は稀であるが, 海底地震による大規模な津波が発生した場合では, 陸上に打ち上がった津波氾濫により同等あるいはそれ以上の被害をもたらすことは1993年7月の奥尻島での津波災害の例からも明らかであろう. 従って, 被害軽減を目的とした効果的な氾濫原管理を行うためには, 河川氾濫あるいは津波氾濫を問

わず, 氾濫危険区域における家屋や道路等が密集する市街地での氾濫流挙動の的確な把握と家屋の危険度評価³⁾がこれまでも増して重要になると考えられる.

このような観点から, 著者らは非定常性の強い氾濫流の挙動を的確に予測できるだけでなく, 氾濫流が家屋に及ぼす外力までも水理学的な根拠に基づき評価できる市街地氾濫流シミュレーションモデルの構築を行っている^{4), 5)}. このためにも非定常流中における物体や物体群がどのような流体力や衝撃力を受けるのかについて充分に把握する必要があるが, 以下で述べるように, これについてはほとんどわかっていないのが実状であり, 定常流中で得られた流体力の結果を非定常流へ準適用しているのが実態である^{6), 7)}.

等流中の家屋に働く流体力については, それを角柱に置換えた状態での室内実験より, 高橋ら⁸⁾, 栗城ら⁹⁾, 福岡ら²⁾および著者ら⁸⁾によって調べられている. しかし, 非定常自由表面流(以下では必要な場合を除き非定常流と略称する)による流体力については, 2次元鉛直壁へのサージフロントの衝突による衝撃力を対象として, Fukui et al.⁹⁾, Cross¹⁰⁾, 松富¹¹⁾, Cumberbatch¹²⁾等によって調べられている. しかし, 非定常流中における物体については, Alaviによって得られた円柱あるいは角柱にサージフロントが衝突したときの衝撃力の大きな結果がCross¹⁰⁾の付録に示されている程度であり, そこで指摘されているように, この結果から有益な情報を得ることは難しい.

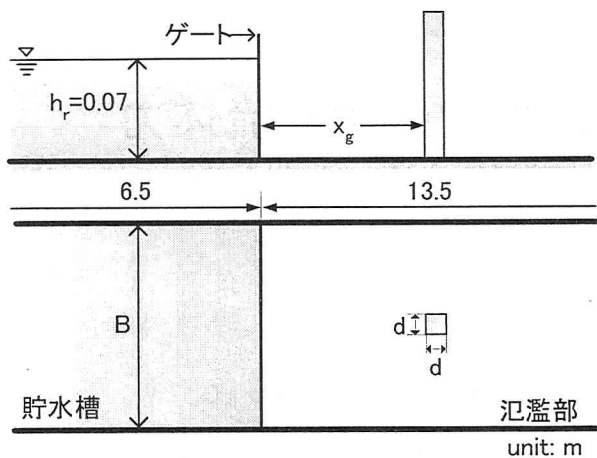


図-1 実験装置

本研究は、以上のような背景を踏まえ、非定常性の強い自由表面流中における非水没状態の角柱に働く流体力や抵抗係数を明らかにすることを目的として実施したものである。

2. 実験

非定常自由表面流としては、ダムや堤防の決壊による洪水氾濫あるいは津波氾濫を想定し、非定常性の強いダム破壊流れを採用した。また、ダム破壊流れが初期条件の設定が正確かつ容易な非定常自由表面流であることもこれを用いた理由の一つである。

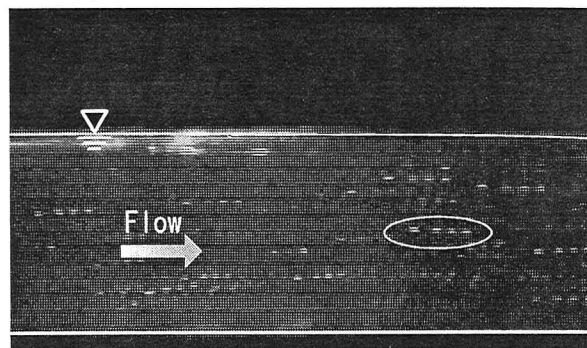
実験装置は、図-1に示すような、上流側から6.5mの位置に幅0.6mの可動ゲートを設置した水平水路(長さ $L=20.0$ m, 幅 $B=0.6$ m)であり、ゲートの上流側(貯水槽)には水深0.07mの水が貯えられており、下流側(氾濫部)は水の無いドライベッド状態である。なお、水路底面にはアクリル板が敷詰められている。開放時間0.033秒以内で可動ゲートをほぼ瞬間的に引き上げることで、氾濫部にドライベッド上のダム破壊流れを発生させた。

実験は、氾濫部に角柱が設置されていない状態(Case0)と設置された状態(Case1~3)について実施した。角柱が設置された場合では、図-1に示すようにゲートから正角柱(幅 $d=0.06$ m)までの距離 x_g を1.0m(Case1)、1.65m(Case2)および2.0m(Case3)の3通りに変化させた。なお、角柱は水深より高い非水没状態であり、迎角 $\alpha=0^\circ$ およびblockage-ratio $B/d=10$ の一定値に設定してある。

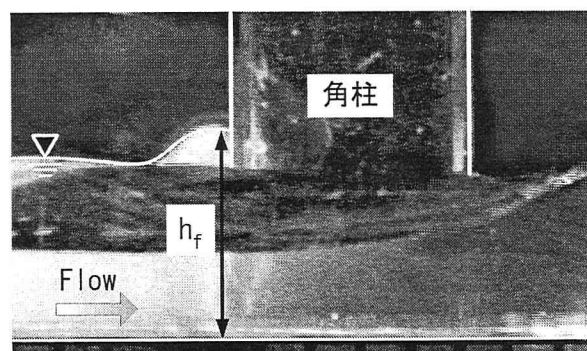
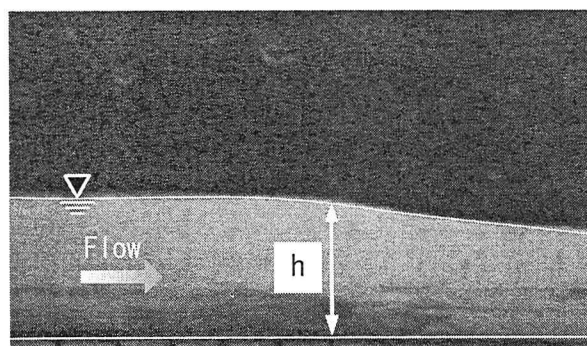
表面流速 V_s 、水深平均流速 V 、水深 h および抗力 D を算定するための計測をそれぞれ以下の要領で行った。特に、流速と水深の測定は、ドライベッド上の氾濫流であることを踏まえた計測を行った。すなわち、表面流速 V_s は直径0.006mの多数の発泡スチロール球を投入し、CCDカメラで水路上部から撮影した画像(図-2a)をPTVで解析して求めた。また、水深方向の流速 u はレーザー光を所定の位置に照射し直径200 μ mの粒子を可視化し、CCDカメラで



(a) 表面流速 V_s



(b) 流速 u



(c) 水深 h (上: Case0, 下: Case1~3)

図-2 計測方法

水路側面から撮影した画像(図-2b)をPTVで解析して求めた。なお、流速の測定は水路の中心軸上の測定位置の角柱を取り除いた中心地点で行った。さらに、水深 h はレーザー光を所定の位置に照射し、水路側面からCCDカメラで撮影した画像(図-2c)の解析より求めた。その際、水表面を明瞭に識別できるようにウランinで水を着色した。

以上の計測は、角柱が設置された状態と設置されていない状態のいずれに対しても行った。なお、角柱が設置されていない場合 (Case0) の水深計測は角柱を取り除いた中心地点で、設置されている場合は角柱の前面および後面で行った。抗力Dは2分力計を用いて算定した。抗力測定のスプリング間隔は0.01秒、スプリング時間は20秒である。各測定はそれぞれ同一条件下で最低5回行いデータの信頼性を高めた。

3. 実験結果

図-3は、氾濫原に角柱が設置されていない状態における各測点 x_g での流速分布 u/u_* について検討を加えたものである。ここに、 u_* は摩擦速度であり、カルマン定数 k は0.4としている。同図より、1次元ダム破壊流れにおいても無次元経過時間 $t_*=(t/(h_0/g)^{1/2})$ と測定位置とにはほぼ無関係に、 u/u_* は式(1)の滑面対数分布則¹²⁾でおよそ表せることがわかる。摩擦速度 u_* はマンニングの粗度係数 n から算定しており、その値としては $n=0.0095$ としている。アクリル板の標準的なマンニングの粗度係数は $n=0.01$ であり、この程度の粗度係数の違いは誤差の範囲であると考えられることから、ドライベッド上の1次元ダム破壊流れにおいても約 $t_* \geq 50$ 、すなわち $t \geq 4.2s$ では式(1)の開水路等流の流速分布が適用できることがわかる。

$$\frac{u}{u_*} = \frac{1}{\kappa} \ln \frac{u_* y}{\nu} + 5.3 \quad (1)$$

図-4は、発砲スチロール球を用いて得られた各測点での表面流速 V_{sp} と流速分布より得られた表面流速 V_{su} との比である表面流速比 V_{sp}/V_{su} の時系列を示したものである。これより、測定位置と t_* とは無関係に $V_{sp}/V_{su} \approx 1.0$ となっていることから、非定常性の強いダム破壊流れに対しても発砲スチロール球を用いたPTV解析が十分な精度を有していることが確認できる。以下では、 V_{sp} をもって表面流速 V_s と定義する。

図-5は、氾濫原に角柱が設置されていない状態における各測点でのRitter 解¹³⁾より得られる水深平均流速 V_R と本研究で得られた流速分布を積分することで求めた水深平均流速 V との比である水深平均流速比 V_R/V の時系列を、図-6はRitter 解より得られる水深と本研究で得られた水深との比である水深比 h_R/h の時系列を示したものである。図-7は、各測点での表面流速 V_s と水深平均流速 V との比である表面流速比 V_s/V の時系列を示したものである。

これらの図より、 V_R/V と V_s/V のいずれも t_* にはほとんど依存せずほぼ一定値を取り、それぞれ $V_R/V \approx 1.12$ および $V_s/V \approx 1.08$ のようになることがわかる。著者ら⁸⁾によれば等流での V_s/V は約1.11であり、この値は式(1)から得られる V_s/V と一致する。本結果と等流の結果とを比較すると、2次元ダム破壊流れの V_s/V の方が僅かに大きくなっている

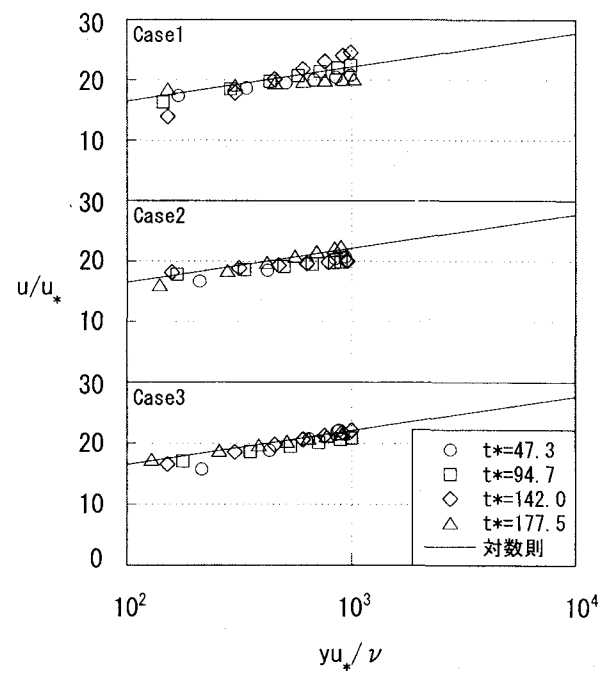


図-3 ダム破壊流れの流速分布 u/u_*

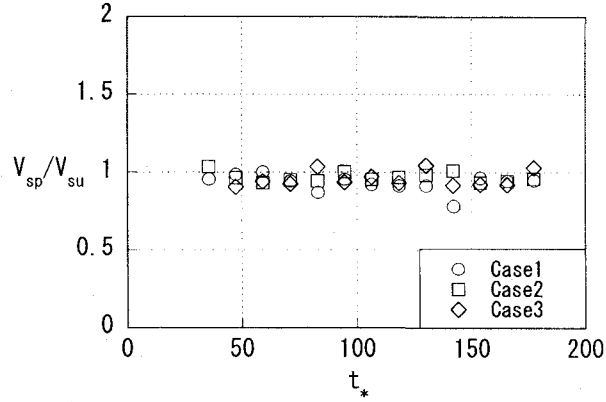


図-4 表面流速比 V_{sp}/V_{su} の時系列

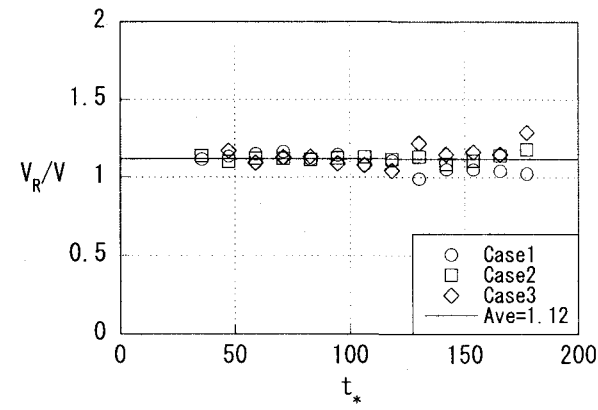


図-5 水深平均流速比 V_R/V の時系列

が、ほぼ同様な値であると考えてよい。また、 h_R/h は約 $t_* \leq 50$ を除いて約0.8のほぼ一定値を取っている。約 $t_* \leq 50$ で h_R/h が $h_R/h=0.8$ のラインからはずれるのは、Ritter解ではフロントの水面形状を表せないためである。なお、 V が V_R と、 h が h_R と一致しないのは、Ritter 解で考慮されていない底面粗度の影響であると考えられる。

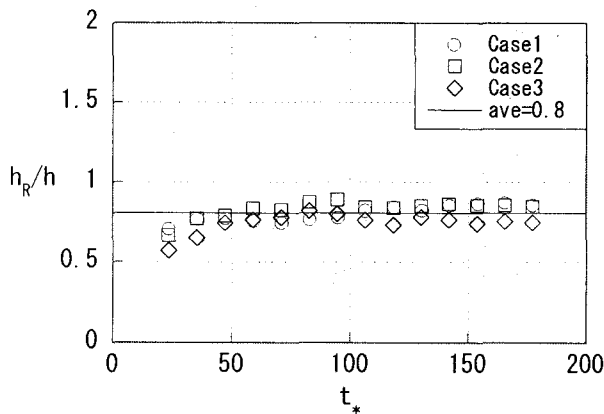


図-6 水深比 h_r/h の時系列、各測点

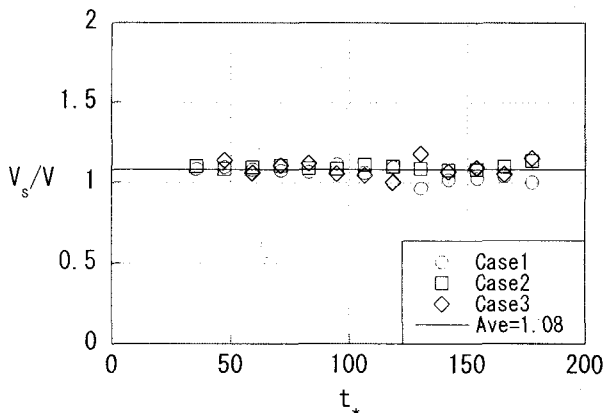
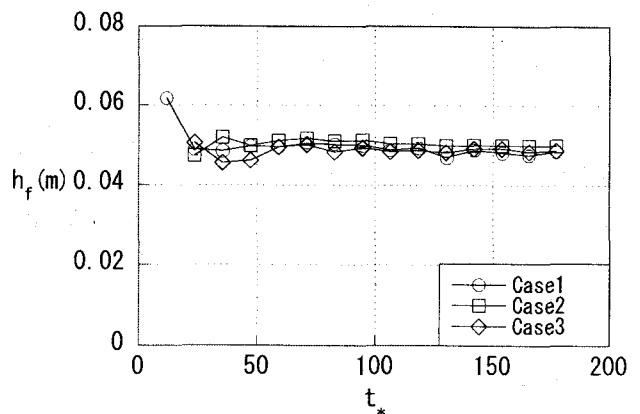


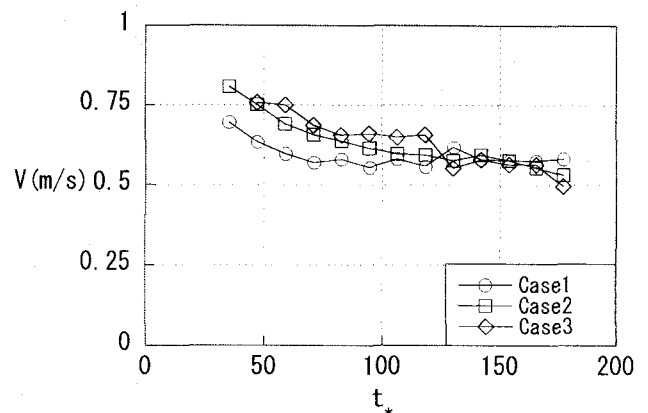
図-7 表面流速比 V_s/V の時系列

図-8は、角柱の前面水深 h_f 、水深平均流速 V 、抗力 D および抵抗係数 C_d の時系列を示したものである。ここに、 $C_d=2D/(\rho V^2 A)$ 、 ρ =水の密度および A =角柱の投影面積($=dh_f$)である。なお、代表流速としては角柱が設置された測点でのCase0の水深平均流速 V を用いている。同図より、測定位置とは無関係に衝突直後から $t_* \approx 180$ までの区間では、 h_f がほぼ一定値を取ることで、 V は t_* の増加とともに減少すること、 D は t_* の増加とともに若干減少すること、 C_d は t_* の増加とともに徐々に増加すること、などがわかる。加えて、変動は見られるものの、全体的に D と C_d はCase1→2→3の順に小さくなっていることが見て取れる。同図において、画像解析の精度上の限界のため角柱に洪水波が衝突する直後のデータを得ることは難しかったので、ここには示されていない。また、図-8aから明らかなように、洪水波の衝突から前面水深 h_f が減衰し始める $t_* \geq 177$ での諸量 h は計測しておらず、その傾向は不明である。これは、本研究が非定常性の強い状態での流体力の推定を目的としているためである。

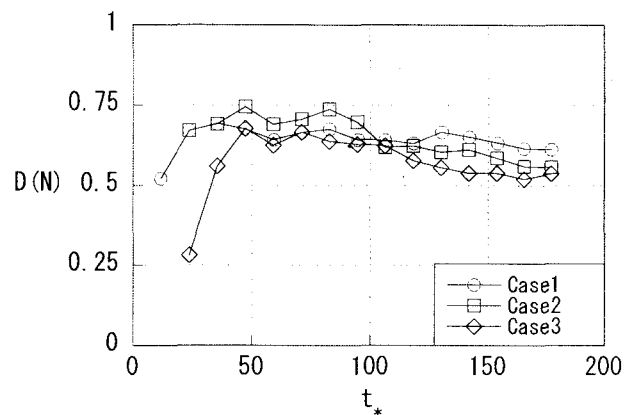
図-9は、抵抗係数 C_d を開水路等流での抵抗係数($C_{d0} \approx 2.41$)⁸⁾で正規化した抵抗係数比 C_d/C_{d0} の時系列を示したものである。この C_{d0} の値としては B/d の影響を考慮して、 $B/d=10$ の値を採用している。同図より、貯水槽の上流端で反射した波が影響しない $t_* \approx 177$ までの間では、 C_d/C_{d0} は t_* の増加とともに $t_* \approx 70$ までは急激に増加するが、その後は緩やかに増加し、 $C_d/C_{d0} \approx 0.5$ 程度の値となっていることがわかる。



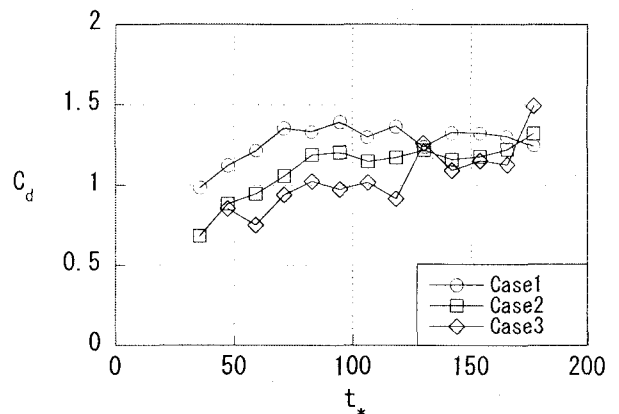
(a) 角柱の前面水深 h_f



(b) 水深平均流速 V



(c) 抗力 D



(d) 抵抗係数 C_d

図-8 各特性量の時系列

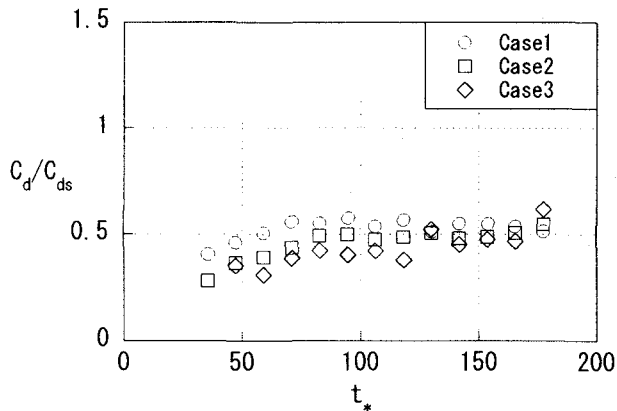
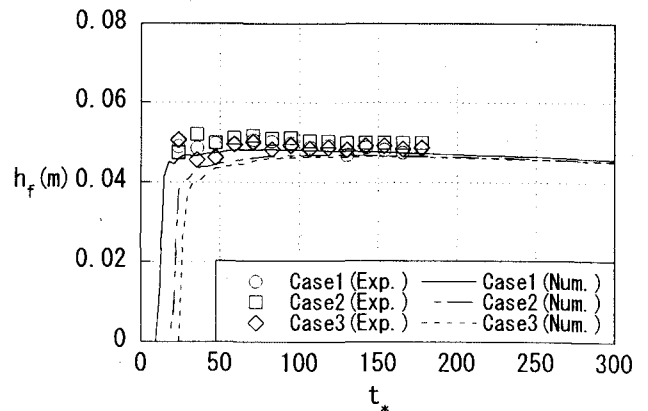


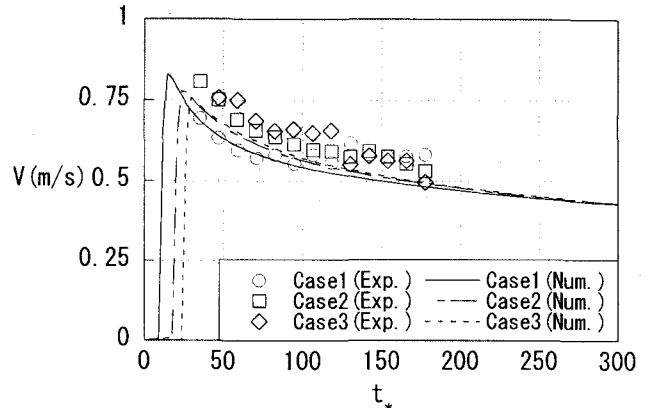
図-9 抵抗係数 C_d/C_{ds}

本実験装置では貯水槽の長さに6.5mという制限があるため、反射波のない状態での $t_* > 178$ の実験結果を得ることはできない。そこで、参考文献⁵⁾の数値モデルを用いて貯水槽を十分に長くした条件下で数値実験を行い、その状態での C_d/C_{ds} の挙動について調べた。図-10a, b, cおよびdは、それぞれ前面水深 h_f 、流速 V 、抗力 D および抵抗係数比 C_d/C_{ds} について実験値と計算値を比較したものである。いずれのケースでも角柱の設置位置がゲートにかなり近いので、実験結果が良好に再現されているとは必ずしも言えないが、 t_* の増加とともに $C_d/C_{ds} \rightarrow 1.0$ に漸近する傾向は見取れる。 C_d/C_{ds} に関する実験結果の傾向を尊重すると、最終的には $C_d/C_{ds} \rightarrow 1.0$ となると推察されるが、 $t_* > 70$ では t_* に対する抵抗係数の増加が極めて緩やかであるため、かなりの長時間にわたって $C_d/C_{ds} \approx 0.5$ 程度の値を取ると予測される。非定常流の流体力で問題となる付加質量の影響はさほど小さくなく、等流に比して抵抗係数が小さくなる理由は今のところは不明である。この点については、メカニズムも含めて今後より深く検討を加えていく必要がある。

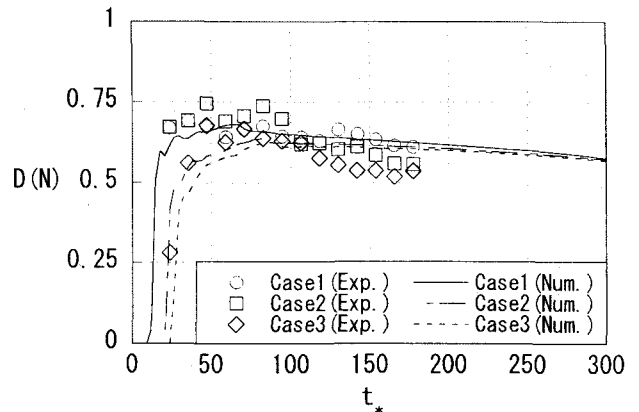
抵抗係数比 C_d/C_{ds} の傾向については、図-9のように無次元経過時間 t_* の関係よりも、流れの状態を表すパラメータも含めた関係として捉えた方が好ましいと考えられる。そこで、 C_d/C_{ds} と流れの状態を表すパラメータ $\Phi (=F_r^2(\Delta h/d)[(d/h_f)(2 - (\Delta h/d)(d/h_f))]/C_{ds})$ との関係について調べたものが図-11である。ここに、 F_r は角柱の前面水深に基づくフroude数 $(=V/(gh_f)^{1/2})$ 、 $\Delta h = h_f - h_b$ および h_b は角柱の後面水深である。 Φ は角柱の前後面で静水圧分布が成立すると仮定した圧力差から得られる関係を C_{ds} で除したものである。図-10aで h_f がほぼ0.049の一定値を取ることを勘案すると、 Φ は F_r と非定常性を表すパラメータ $\Delta h/d$ に依存している。同図で示された矢印は、 t_* が増加する方向を示している。また、図中の実線は、静水圧分布から得られる関係である。これより、 t_* の増加とともに Φ が増加すること、 C_d/C_{ds} は Φ でほぼ表すことができるが、 Φ が大きくなると若干のずれが生じることがわかる。ただし、非定常流中での角柱後面の流況は極めて複雑であり、本研究で得られた h_b の精度には検討の余地が残されている。このため、 $\Delta h/d$ の値が必ずしも適正に評価できていない



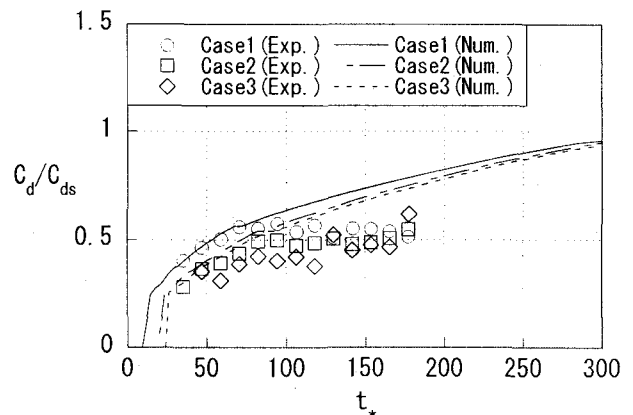
(a) 角柱の前面水深 h_f



(b) 水深平均流速 V



(c) 抗力 D



(d) 抵抗係数 C_d

図-10 各特性量の実験値と数値実験の時系列

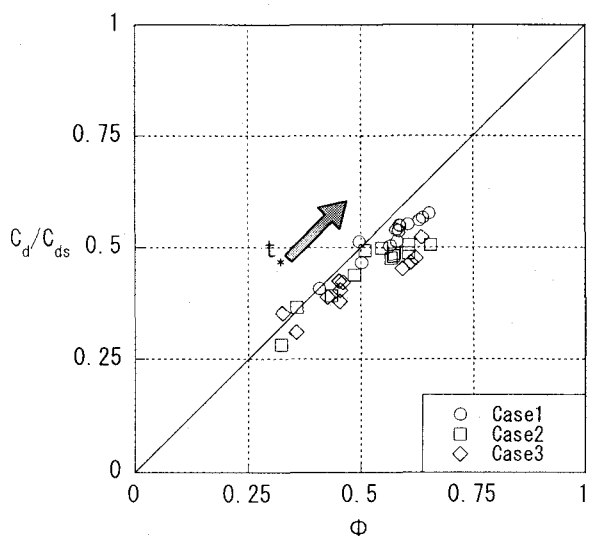


図-11 抵抗係数比 C_d/C_{ds} と流れの状態を表すパラメータ Φ との関係

可能性は残っている。このずれの原因については測定方法も含めて今後の課題である。

4. まとめ

ドライベッド上の1次元ダム破壊流れの流動特性とそこに設置された迎角のない正角柱の抵抗係数について実験的に検討を加え、次のような結論を得た。

- (1) ダム破壊流れの方向流速分布は、 $t \geq 50$ ($t \geq 4.2s$)を除き滑面対数側で表示できる。
- (2) ダム破壊流れの表面流速 V_s と水深平均流速 V との比である表面流速比 V_s/V は、 $t \geq 50$ を除き、1.12程度の値を取る。この値は等流の値(≈ 1.11)とほぼ同じである。
- (3) ダム破壊流れ中の角柱の抵抗係数 C_d は、水路実験と数値実験の結果を勘案すると、 t の増加とともに $t \approx 70$ ($t \approx 5.9s$)までは急激に増加し、その後は緩やかに増加し等流中の角柱の抵抗係数に漸近すると予想される。しかし、 $t > 70$ では t に対する抵抗係数の増加が極めて緩やかであるため、長時間にわたって等流の場合の約半分程度の値を取ると推察される。このように、等流に比して抵抗係数が小さくなる理由は不明であり、今後の課題である。
- (4) 抵抗係数比 C_d/C_{ds} と流れの状態を表すパラメータ Φ との関係は、 t の増加とともに Φ が増加し、 C_d/C_{ds} は Φ でほぼ表すことができる。ただし、 Φ が大きくなると若干のずれが生じる。このずれの原因については測定方法も含めて今後の課題である。

今後は、時間が十分に経過したときの角柱に働く流

体力や迎角の影響、さらには角柱群の抵抗係数について検討を加える予定である。

謝辞:本研究は、文部科学省科学技術研究費補助金、基盤研究(B)(2)(代表：秋山壽一郎、課題番号11450190)の援助を受けた。ここに記して感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 末次忠司・栗城 稔：改良した氾濫モデルによる氾濫流の再現と防災への応用に関する研究，土木学会論文集，No.593/II-43, pp.41-50, 1998.
- 2) 福岡捷二・川島幹雄・横山 洋・水口雅教：密集市街地の氾濫シミュレーションモデルの開発と洪水被害軽減対策の研究，土木学会論文集，No.600/II-44, pp.23-36, 1998.
- 3) 高橋 保・中川 一・加納茂紀：洪水氾濫による家屋流出の危険度評価，京都大学防災研究所年報，第28号B-II, pp.455-470, 1985.
- 4) 重枝未玲・秋山壽一郎・浦 勝・有田由高：非構造格子を用いた有限体積法に基づく平面2次元洪水流数値モデル，水工学論文集，第45巻，pp.895-900, 2001.
- 5) 重枝未玲・秋山壽一郎・浦 勝・小林俊彦：洪水氾濫流と構造物に働く流体力の数値シミュレーション，水工学論文集，第46巻，2002.
- 6) 後藤智明・首藤信夫・笹川稔郎：陸上障害物群の津波氾濫時における抵抗，第25回水理講演会論文集，pp.125-132, 1981.
- 7) 栗城 稔・末次 忠司・海野 仁・田中義人・小林裕明：氾濫シミュレーション・マニュアル(案)，土木研究所資料，第3400号，1996.
- 8) 秋山壽一郎・重枝未玲・小林俊彦・大田和正：定常自由表面流中の正角柱に働く流体力，水工学論文集，第46巻，2002.
- 9) Fukui, Y., Nakamura, M., Shiraishi, H. and Sasaki, Y.: Hydraulic study on tsunami, *Coastal Eng. in Japan*, Vol.6, pp.67-82, 1963.
- 10) Cross, R.H.: Tsunami surge forces, *J. of the Waterways and Harbors Division*, ASCE, WW4, pp.201-231, 1967.
- 11) 松富英夫：砕波段波衝突による衝撃力について，土木学会論文集，第399号/II-10, pp.147-155, 1988.
- 12) Cumberbatch, E.: The impact of a water wedge on a wall, *Journal of Fluid Mechanics*, Vol.7, pp.353-374, 1960.
- 13) Nezu, I. and Rodi, W.: Open-channel flow measurements with a laser Doppler anemometer, *Journal of Hydraulic Engineering*, ASCE, Vol.112, No.5, pp.335-355, 1986.
- 14) Stoker, J.J.: *Water Waves*, Interscience Publishers, Inc., Wiley and Sons, New York, pp.567, 1957.

(2001. 10. 1受付)