

消波工荷重を考慮した L 型消波防波堤の耐波設計法の提案

渡 邊 和 重* ・ 山 本 悟** ・ 高 田 忠 宏***
佐 藤 誠 治**** ・ 竹 田 春 美***** ・ 山 崎 耕 嗣*****
馬 場 利 治*****

台風 9918 号で被災を受けた L 型消波防波堤は、通常と逆向きに用いた L 型塊およびその底版上に中詰石・消波ブロックを設置する新形式構造物である。既往研究では、直接の被災原因は設計条件を超える高潮・高波浪であるが、静水時に消波工から受ける水平荷重および消波工の変形による波力増大も少なからず影響したと結論された。しかし、現行設計法ではこれらを取り扱うことができない。そこで、本研究では、二次元造波水路にて消波工の締め固まりを再現した波力実験・滑動実験を行い、波力特性等を調べ、消波工荷重を考慮した耐波設計法の提案を行った。これにより、滑動安全率による被災の説明および適切な設計外力の算定が可能となった。

1. ま え が き

国土交通省九州地方整備局では、周防灘西岸に位置する苅田港において、1990 年から国内で初めて沖合防波堤に L 型塊を活用した L 型消波防波堤による港湾整備を進めている。本構造は、L 型塊を通常の護岸とは逆向きに用い、その底版上に中詰石・消波ブロックを設置する新形式防波堤である。L 型塊上の全重量を抵抗側へ加算できるとともに、地盤改良幅も小さくて済み、ケーソンを用いた消波ブロック被覆堤に対して、約 20% のコストダウンを実現している。

施工延長約 600 m の当該防波堤は、数度にわたって台風による高波を受けたが、特に被害は生じていなかった。このような中、1999 年 9 月 24 日、台風 18 号の来襲によって、合計約 300 m の区間が港内側に滑動した。設計条件を大きく超える高潮・高波浪ではあったが、現行設計法では滑動安全率は 1.3 程度となり、被災を説明できなかった。佐藤ら (2001) は、被災再現実験や波力実験等の結果 (運輸省第四港湾建設局他、2000) より、この被災要因が消波工から受ける静的な水平荷重 (以下、寄りかかり荷重と記す) の影響や、消波工の変形に伴う波力増大にあることを明らかにした。

本報告は、二次元水理模型実験によって消波工の締め固まり沈下を再現して寄りかかり荷重や波力特性を明らかにし、合田 (1973) が提案して谷本ら (1976) が修正した設計波力算定式 (以下、合田式と記す) による波力を基に、消波工荷重を考慮した合理的な耐波設計法を提案するものである。

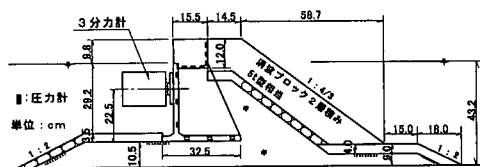
2. 実験の方法

実験は波力実験 (国土交通省九州地方整備局他、2001) と滑動実験 (国土交通省九州地方整備局他、2002) の 2 種類であり、いずれも長さ 50 m の造波二次元水路で実施した。実験で主に対象とした断面を図一に示す。この他、消波ブロック重量を変えた波力実験や、水深およびマウンド厚を変えた滑動実験を行っている。波力実験に用いた L 型塊はアクリル樹脂製、滑動実験はモルタル製 (上部工は重錘調整のためアクリル樹脂製) である。なお、アクリル樹脂面には、摩擦係数を合わせるため、耐水サンドペーパー (#800) を貼附した。

実験波は全て不規則波で、有義波周期 $T_{1/3}$ が 1.34~2.24 s の 3 種である。縮尺 1/20 を想定しており、現地換算 6.0~10.0 s となる。それぞれ、有義波高 $H_{1/3}$ を 5.1~20.0 cm の範囲で 5 種ずつ設定した。

波力実験では、波高を段階的に大きくして消波工の締め固まりを進行させながら、L 型塊に働く外力 (透過波力と消波工荷重の合力) を背後に取り付けた三分力計で、各部材面に働く波圧を小型圧力計でそれぞれ測定した。最大の波高まで作用させた後、再び小さい波高から波を作用させて消波工締め固まり後の外力・波圧を測定した。波作用前後には、寄りかかり荷重を測定した。また、比較のため、消波工積み上げ直後に大きい波高を作用させて外力・波圧を測定した。別途、金網を用いて L 型塊と消波ブロック・中詰石を分離して透過波力を測定するとともに、前記の外力からこれと寄りかかり荷重を差し引いて、動的な消波工荷重を求めた。

滑動実験では、上部工内の重錘を適宜変更して滑動し



図一 実験断面

* 正会員 国土交通省九州地方整備局下関港湾空港技術調査事務所所長
** 正会員 同事務所副所長
*** 正会員 国土交通省九州地方整備局港湾空港部港湾事業課課長補佐
**** 同課係長
***** 正会員 国土交通省九州地方整備局関門航路事務所課長
***** 正会員 (株)三洋コンサルタント下関出張所課長
***** 正会員 同所係長

易い状態とした。L型塊を仮固定して波力実験と同様にして消波工を締め固めたうえで、防水型差動トランス式変位計によって、L型塊の滑動量を測定した。

3. 消波工の変形と波力特性

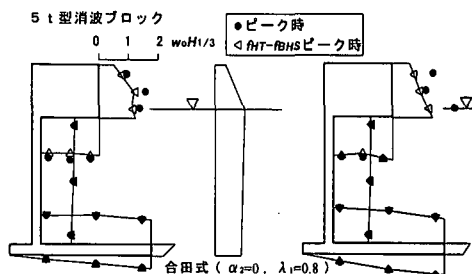
(1) 消波工の締め固まり状況

5 t型消波ブロックの動揺は小さく、天端上部工側のブロックが沈下したものの、ほとんどの条件で法肩～法尻のブロックに変化は認められなかった。一方、4 t型消波ブロックの場合は、比較的小さい波高で変形が生じた。天端全体の沈下など、5 t型とは明らかに変形状況異なり、後述の波力測定結果と併せて1ランク大きい消波ブロック設定の必要を示唆する結果となった。以下、特に断らない限り、5 t型消波ブロックの結果を示す。

(2) 波力波形と波圧分布

図-2 (a), (b) は消波工積み上げ直後と十分締め固まった場合について、波高の大きい波が衝撃的に作用した場合の波力波形を示したものである。上部工前・底面、鉛直壁前面、底版上・下面に働く波圧合力および水平・鉛直波圧合力、静水時基準の動的水平・鉛直力の単位面積当たりの平均波力強度（それぞれ、 p_{HJ} , p_{UJ} , p_H , p_V , p_U および p_{HT} , p_{VT} , $f_{HT}-f_{BHS}$, $f_{VT}-f_{BVS}$ と表す）を示している。岸向き・鉛直上向きおよび面を押す方向が正である。ここに、 f_{HT} , f_{VT} は全水平・鉛直力、 f_{BHS} , f_{BVS} は静水時の消波工荷重の水平・鉛直成分である。

水平波圧合力 p_{HT} がピークとなる位相では、消波工の



(a) 消波工積み上げ直後 (b) 消波工締め固め後

図-3 ピーク波圧および同時波圧分布例

締め固まり具合に関わらず動的水平力 $f_{HT}-f_{BHS}$ および各部材に働く波圧合力 $p_{HJ} \sim p_U$ もほぼ同時にピークになっている。一方、動的鉛直力 $f_{VT}-f_{BVS}$ や鉛直波圧合力 p_{VT} は底版上面に働く下向きの波力の影響でかなり小さい。したがって、L型塊の安定性の検討と部材の設計は、 p_{HT} がピークとなる位相について行えばよいことがわかる。波形では示していないが上部工前面の水位が最大になるのは、動的水平力等のピークを過ぎたやむる腰掛け部に相当する。そのため、越波で生じる上部工頂部や背後の波圧は特に考慮する必要はない。

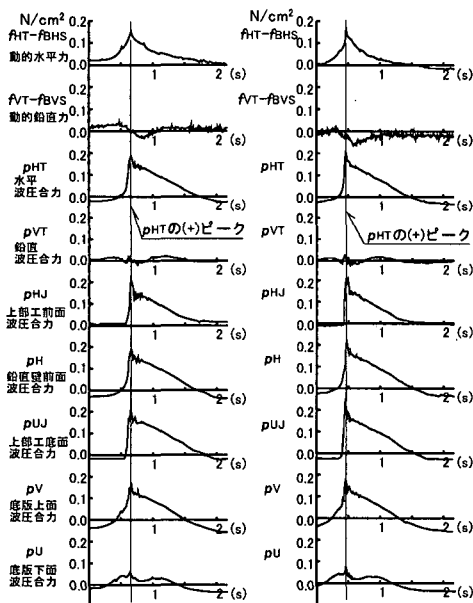
消波工が締め固まった状態の $f_{HT}-f_{BHS}$ は1波中に正負の値を示すが、積み上げ直後は常に正值になっている。これは、消波工が緩くて自立しないため、引き波時の浮力の減小に伴って、寄りかかり荷重が大きくなるためと考えられる。

次に、図-3 (a), (b) は、図-2と同じ波が作用した場合の各測点のピーク波圧および $f_{HT}-f_{BHS}$ のピーク時の同時波圧分布を、 $H_{1/3}$ と水の単位体積重量 w_0 の積を用いて示したものである。また、図中には該当する波の周期と推定入射波高を用いた、合田式による波圧（衝撃的成分に関する係数 α_2 は0、波圧の補正係数 λ_1 は0.8）を同様にして示している。上部工前面ではばらつきが大きいですが、上部工底面から底版にかけては、ほぼ同時にピークとなることがわかる。ケーソンに比べると複雑な構造であるが、水平波圧の分布形は合田式のそれとよく似ている。上部工底面はほぼ一様分布、底版上面は前し端に向かって漸減し、底版下面は三角形分布である。

なお、消波工の締め固まりと波圧等の大きさの関係は、碎波変形等により該当する波の入射波高が異なっている可能性もあり、これらの図から評価はしていない。

(3) 動的水平力と滑動合成波力

図-4は有義波周期1.79 sの波を作用させた場合の、動的水平力 $f_{HT}-f_{BHS}$ および滑動合成波力 f_c のピーク値を単位面積当たりの平均波力強度で示したものである。1つの波群における波高と波力の代表値（最大値、1/10最大値、1/3最大値、平均値）を対応させている。単位幅あ



(a) 消波工積み上げ直後 (b) 消波工締め固め後

図-2 波力波形例

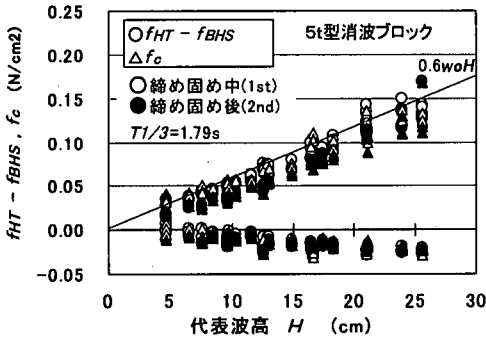


図-4 動的水平力・滑動合成波力のピーク値

たりの滑動合成波力 F_c は次式で定義される。

$$F_c = \pm \{F_{HT} - F_{BHS} + \mu(F_{VT} - F_{BVS})\} \dots\dots\dots (1)$$

ここに、 $F_{HT} - F_{BHS}$ 、 $F_{VT} - F_{BVS}$ は $f_{HT} - f_{BHS}$ 、 $f_{VT} - f_{BVS}$ の単位幅あたりの波力表示である。± は $F_{HT} - F_{BHS}$ の正負に対応している。μ は摩擦係数 (=0.6) である。

動的水平力と滑動合成波力は、ほぼ同じ値を示している。正值は波高が大きくなるにつれて増大し、 $0.6woH$ 程度を示す。これに対して、負値は絶対値が小さく、波高に対する変化が鈍い。消波工の締め固まりの影響は正のピーク値に見られ、締め固まったほうがやや小さい。L型塊の滑動安定性については動的水平力が支配的であり、以降はおもに波力等の水平成分について示す。

(4) 水平波圧合力

図-5は有義波周期1.79sの波を作用させた際の、水平波圧合力 p_{HT} のピーク値を図-4と同様に示したものである。 p_{HT} は波高の増大に対してほぼ直線的に増加し、砕波による波高の減衰あるいは頭打ちの影響が認められる。正值はほぼ $0.8 \sim 1.0woH$ の範囲にあり、滑動合成波力の1.2~1.7倍である。天端上部工側の5t型ブロックの沈下など、外観に締め固まりの進行が認められても、法肩の消波ブロックが健全ならば水平波圧合力 p_{HT} の増大は生じない。一方、4t型では消波工の変形が大きく、波高の大きい条件では5t型に対して約10%の増大が生

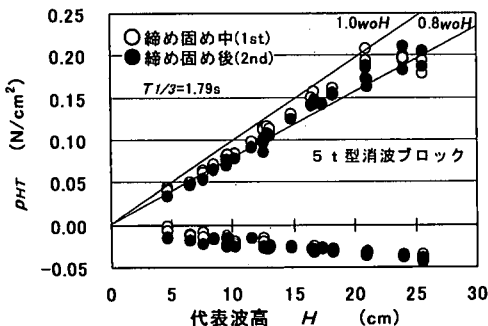


図-5 水平波圧合力のピーク値

じた。なお、ここでは示していないが、三分力計で計測した水平透過波力 p_{PH} と水平波圧合力 p_{HT} の正のピーク値は良く一致した。

図-6は、合田式による水平波圧合力に対する p_{HT} の比を波力低減率 λ_H と定義し、波高水深比 H/h との関係を示したものである。有義波周期1.79sの他に、1.34s、2.24sの結果も合わせて示した。周期の影響が大きく、波高が小さい場合には $\lambda_H = 0.9 \sim 1.6$ の範囲にばらつく。波高が大きくなると λ_H は小さくなっていく。実験の範囲では、ほとんどのデータが1.0を超えている。波力のピーク値は作用時間が短いことや、底版上面に働く下向きの波力のため、実際の滑動の評価には過大となると考えられる。図中には、滑動実験で得られた安定限界条件から、次章で提案する耐波設計法を用いて波力低減率を逆算した結果も示している。 λ_H はほぼ1.0以下と小さくなっており、周期や水深の影響も比較的小さい。

図中の実線は、高橋ら(1990)が通常の消波ブロック被覆堤に対して提案した波力低減率であり、式(2)で表される。L型消波防波堤の場合、水平透過波力の特性に関してはケーソン式と大きく異なる要素はなく、滑動安定性の検討には式(2)が妥当な結果を与える。

$$\left. \begin{aligned} \lambda_H &= 1.0 & : H/h < 0.3 \\ \lambda_H &= 1.2 - 2/3(H/h) & : 0.3 \leq H/h \leq 0.6 \\ \lambda_H &= 0.8 & : 0.6 < H/h \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (2)$$

4. 消波工荷重

(1) 静水時の消波工荷重

寄りかかり荷重 F_{BHS} は、高橋ら(1990)に倣い図-7のように土圧と同様な三角形分布を仮定して、次式で計算できる。境界はL型塊前し端をとる垂直面である。

$$\begin{aligned} F_{BHS} &= 1/2 K_s \gamma_1 (1 - \varepsilon_1) (h_c + h_1)^2 \\ &\quad - 1/2 K_s w_0 (1 - \varepsilon_1) h_1^2 \\ &\quad + \{K_s \gamma_1 (1 - \varepsilon_1) (h_c + h_1') \\ &\quad - K_s w_0 (1 - \varepsilon_1) h_1'\} h_2' \\ &\quad + 1/2 K_s \gamma_2 (1 - \varepsilon_2) h_2'^2 \\ &\quad - 1/2 K_s w_0 (1 - \varepsilon_2) h_2'^2 \dots\dots\dots (3) \end{aligned}$$

ここに、 K_s は土圧係数に相当する係数、 γ_1 、 γ_2 、 ε_1 、 ε_2 は、

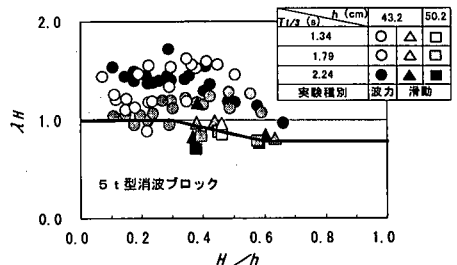


図-6 水平波圧合力の波力低減率

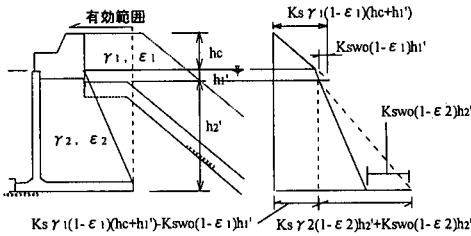


図-7 寄りかかり荷重の考え方

それぞれ消波ブロック・中詰石の単位体積重量および空隙率、 w_0 は水または海水の単位体積重量、 h_c は静水面からの天端高、 h_1' は被覆石天端上の水深、 h_2' はL型塊基面から被覆石天端までの高さである。

図-8は寄りかかり荷重を K_s で示したものである。消波工積み上げ後の K_s はばらつきが大きい、波高の増加とともに漸次増大し、一定値に収束する傾向を示す。2回目の波作用後の K_s は周期の影響は小さく、0.38~0.49の範囲にある。平均値は0.44、標準偏差は0.03であった。実験ではL型塊を三分力計に固定して大きな波を作用させており、基礎マウンドの弾性変形やL型塊の微小な変位が生じる現地では、寄りかかり荷重はそれほど増大しないと考えられる。また、波高が小さいと寄りかかり荷重も増加しない。よって、 K_s の平均値0.44程度を設定すれば十分安全側の設計になると考えられる。

(2) 波作用時の消波工荷重

図-9は、水平透過波力 f_{PH} の正のピーク値と動的消波工荷重の水平成分 f_{BHD} の関係を示したものである。全般に f_{BHD} は負となっており、 f_{PH} が大きくなるにつれて、 f_{BHD} の絶対値も大きくなる。平均的には波作用時には寄りかかり荷重が減じられることがわかる。一方、消波工積み上げ直後の消波工荷重は小さく、消波工が緩いとL型塊との相対変位が生じにくいといえる。図-4の締固まり状況と動的水平力の関係はこの理由による。

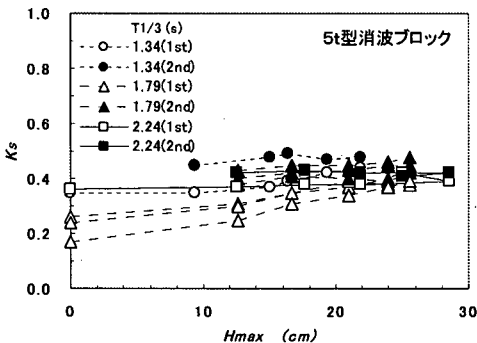


図-8 寄りかかり荷重の変化

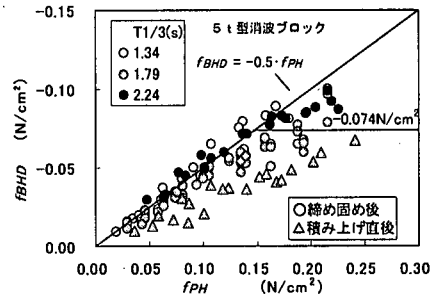


図-9 水平透過波力と動的消波工荷重水平成分の関係

実験における寄りかかり荷重の上限値 0.074 N/cm^2 を超えるデータは、相似則の問題も考慮して、安全側の設計になるように寄りかかり荷重からの超過分を無視するのが妥当である。 f_{BHD} は次式で求めることができる。

$$\begin{aligned} f_{BHD} &= -0.5 f_{PH} & : f_{PH} \leq (f_{PH})_C \\ &= -f_{BHS}(\text{const.}) & : f_{PH} > (f_{PH})_C \end{aligned} \quad \dots\dots (4)$$

ここに、 $(f_{PH})_C$ は $|f_{BHD}|$ が寄りかかり荷重 f_{BHS} と等しくなる水平透過波力である。

また、ここでは示していないが、動的消波工荷重の鉛直成分 f_{BVD} は、水平透過波力が小さい場合はほぼ0、水平透過波力が大きくなると負値を示す傾向にあった。

5. 消波工荷重を考慮した耐波設計法の検討

(1) 耐波設計法の考え方と設計外力

今回提案する耐波設計法では、3.で示した水平透過波力の正のピーク時において、各部材の波圧分布を計算する。水平波圧の計算は、合田式による波圧 p_c に式(2)の波力低減率 λ_H を乗じて、上部工およびL型塊鉛直壁前面に作用する波圧 p_c' を次式のように補正する。

$$p_c' = \lambda_H \cdot p_c \quad \dots\dots (5)$$

合田式による波圧の計算においては、波圧の補正係数 λ を1.0、衝撃的成分に関する係数 α_2 を0とする。紙面の関係で示していないが、部材設計に用いる波圧の算定には、部材毎に設定した波圧低減率を用いる。図-10は、基本設計外力を模式的に表したものである。上部工底面や底版上下面に働く波圧は、次のようにして求める。

- ①上部工底面は一樣かつ鉛直壁上端の波圧に等しい。
- ②底版上面は、鉛直壁下端から上部工前面位置までは鉛直壁下端の波圧で一定。これより沖側は前端で7割となる直線分布。
- ③底版下面は前し端で最大かつ上面前端と同じ波圧。後し端で0となる三角形分布。

さらに、水平方向の設計外力には、消波工荷重を考慮する必要がある。式(5)から求めた水平波圧合力に、 K_s の標準値と式(3)、式(4)で求められる寄りかかり

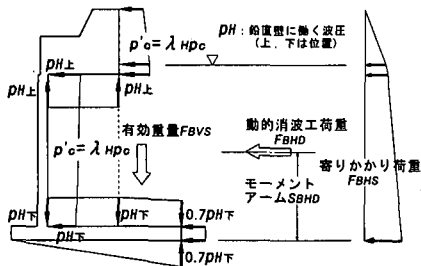


図-10 設計外力

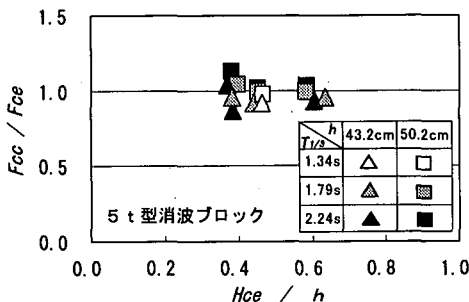


図-11 滑動合成波力の実験値と計算値の比較

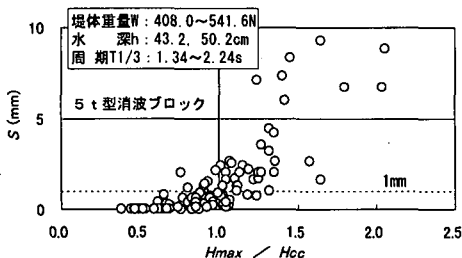


図-12 滑動実験結果

荷重および動的な消波工荷重の水平成分を加える。また、ここには示していないが、後者に対してはモーメントアームを求める式を設定し、転倒等の検討に用いる。鉛直方向の設計外力には、底版上の中詰石～消波工の重量を抵抗側として加算する。動的な消波工荷重の鉛直成分は、安全側の設計となるように0とした。

(2) 耐波設計法の妥当性

滑動実験において、滑動限界時の滑動合成波力 F_{ce} は、全ての抵抗重量 $\sum W_i$ と摩擦係数 μ の積に等しい。図-11 は、そのようにして求めた滑動合成波力 F_{ce} と本耐波設計法で求めた滑動合成波力 F_{cc} の比を、滑動限界波高 H_{ce} と水深の比に対して示したものである。データのばらつきは少なく、周期および水深の影響も認められない。 F_{cc}/F_{ce} の平均は0.98 (標準偏差 ± 0.07) であり、本耐波設計法で波力等を適切に算定できることがわかる。

次に、図-12 は、本耐波設計法を用いた場合の滑動限界波高 H_{cc} と滑動実験で用いた不規則波群の H_{max} の比

表-1 滑動安全率

条件	設計条件	T 9918 被災時①	T 9918 被災時②
潮位(m)	DL+4.04	DL+4.04	DL+5.23
周期 $T_{1/3}$ (s)	6.4	6.9	8.1
波高 H_D (m)	5.4	6.1	6.2
滑動安全率 F_e	1.06	0.97	0.83

H_{max}/H_{cc} と、各不規則波群におけるL型塊の累積水平変位量 S の関係を示したものである。計算における摩擦係数は0.6とした。図中の破線は、今回の実験で滑動限界とした変位量1mmの線である。滑動実験では、 $H_{max}/H_{cc} < 1.0$ で1mm以上滑動したケースがいくつかあるものの、本耐波設計法はL型塊の滑動限界をうまく表している。また、 $H_{max}/H_{cc} > 1.0$ でも滑動量は急激には増加していない。これは滑動限界よりも多少大きな波であっても、波圧波形のピークが鋭く作用時間が短いためと考えられる。表-1 は、台風 9918 号来襲時の荻田港の波浪条件に対して、本耐波設計法を適用して滑動安全率を求めた結果である。現地被災事例を説明できている。

6. あとがき

L型消波防波堤における、消波工の締め固まりによる波力や寄りかかり荷重等の消波工荷重の変化を明らかにし、これらを考慮した合理的な耐波設計法を提案した。この方法を用いると、荻田港における被災事例を説明できるだけでなく、異なる水深や周期条件での波力も適切に算定できる。ただし、実験条件の範囲に留意する必要がある。なお、本研究の遂行にあたり、独立行政法人港湾空港技術研究所、耐波研究室下室室長に有益なご助言を頂きました。ここに記して深甚なる感謝の意を表します。

参考文献

- 運輸省第四港湾建設局下関調査設計事務所・(株)三洋コンサルタント (2000): L型消波防波堤の水理特性調査報告書, 101 p.
- 国土交通省九州地方整備局下関港湾空港技術調査事務所・(株)三洋コンサルタント (2001): L型消波防波堤水理特性調査報告書, 46 p.
- 国土交通省九州地方整備局下関港湾空港技術調査事務所・(株)三洋コンサルタント (2002): L型消波防波堤水理特性調査報告書, 83 p.
- 合田良実 (1973): 防波堤の設計波圧に関する研究, 港研報告, Vol. 12, No. 3, pp. 31-69.
- 佐藤孝夫・諫山貞雄・山本 悟・竹田春美・添田 宏・山崎耕嗣 (2001): L型消波防波堤の被災再現実験による現行設計法の改良, 海岸工学論文集, 第48巻, pp. 921-925.
- 高橋重雄・谷本勝利・下迫健一郎 (1990): 消波ブロック被覆堤直立部の滑動安定性に対する波力とブロック荷重, 港研報告, Vol. 29, No. 1, pp. 53-75.
- 谷本勝利・本 浩司・石塚修次・合田良実 (1976): 防波堤の設計波力算定式についての検討, 第23回海講論文集, pp. 11-16.