

双副筒型サンドチューブの構造・水理特性

Structural and Hydraulic Characteristics of A Sand Tube with Twins

高 隆二*・木村 弘**・今瀬順彦***・平山 久****・高橋順年*****

Ryuji KOH, Hiroshi KIMURA, Yorihiro IMASE, Hisashi HIRAYAMA and Munetoshi TAKAHASHI

A sand tube has long been applied as riverain, coastal and (fishery)port structures. Its typical damage is the lateral displacement of the part locally rotated by external forces and scouring. We propose a sand tube with twins. Theoretical and experimental (scale model and prototype)analyses reveal the following results. (1)Each tube has a cross-section of hydrostatic arch. (2)Typical failure or creep disappears. (3)2/3-dimensional strengths rise to 1.4 to 2.8 times. (4)Wave force and its moment decrease to 60% and 25%, respectively. (5)Wave refraction turns erosion into accretion. (6)Breaker impulse is absorbed by plastic wave.

Keywords:sand tube with twins, structural and hydraulic characteristics

1. はじめに

合成せいのやゴム等可撓性の長い筒状の薄膜に土や砂を満ちし海岸・河川・港湾・漁港等土木構造物として土圧・水圧に対抗する実例は欧米を初め世界各国で見られるが、合理的設計法は確立していない。最も普及しているロンガード・チューブは構造・水理的最適形状を採用したとは言えず、砂を充てんするポンプ等の機械的性能から形状(充てん率)は必然的に決まる。充てん率約96%、円形の頂部と底部を水平に削った断面しか取り得ない構造物としてロンガード・チューブの現地での機能や被災率を判断して来た。典型的被災は長手方向で一様に起こらず外力・洗掘による局部的な三次元的回転・滑動である。水理・構造的機能向上を目指し主筒の両側に副筒を取付けた双副筒型サンドチューブを理論・実験的に解析した。

2. 理論

2-1. 単筒

(1) 形状

基本として砂を詰めた可撓性単筒の断面形状は砂の内部摩擦に左右されるが、砂を水で置換する(図1)。

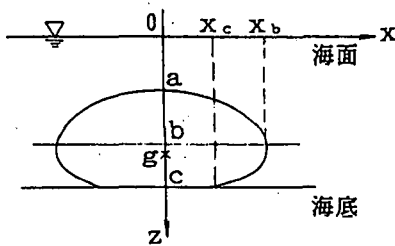


図1 静水圧拱曲線

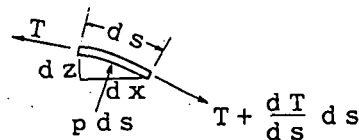


図2 力の釣合

水平軸 x 、鉛直下方軸 z の二次元断面で膜の微小部分 ds に働く膜の張力 T 、水圧 p の釣合は、 x 方向で $(T_x + dT_x/ds \cdot ds) - T_x + p \cdot ds = 0$ 、 z 方向で $(T_z + dT_z/ds \cdot ds) - T_z - p \cdot ds = 0$ となる(図2)。
 $T_x = T dx/ds$, $T_z = T dz/ds$, $p_x = p dz/ds$, $p_z = p dx/ds$, $p = w_0 z$ (w_0 : 水の単位重

* 正会員 (株) 日本港湾コンサルタント顧問

** 正会員 (株) 日本港湾コンサルタント沿岸開発部次長

*** シバタ工業(株) 技術開発本部部長

**** りんかい建設(株) 技術本部技術第二課長

***** 水工ゴム技術研究所代表取締役社長

量)を代入し無次元量 $A = a/b$, $C = c/b$, $X = x/b$, $Z = z/b$ を与える。 $A \leq Z \leq C (= \sqrt{2 - A^2})$ で $X = \int_A^Z (1 - Z^2) / \sqrt{(1 - A^2)^2 - (1 - Z^2)^2} dZ$ の静水圧拱曲線(hydrostatic arch)を描く(本間: 1946)。

断面積 $V = 2 \int_a^c x dz$ 、 a から測った曲線長 s 、周長 $\ell = 2 (s + x)_{z=c}$ 、円断面積 $V_r = \ell_r^2 / 4\pi$ から充てん率(円度) $\lambda = 4\pi V / \ell^2$ を得る(ℓ_r : 円周)。実際の形状で高さ $h (= c - a)$ は任意に決められるが、仮想海面、従って b は不明なため形状 X/H を頂部からの深さ $\alpha = (Z - A)/H$ の関数で表し、 X の最大 $X_{\max}$ と $z = b$ に相当するその深さ $\alpha_{\max}$ 、重心の深さ α_g 、転倒角 θ_r を算定した($H = h/b$, 表 1・2, 図 3)。無次元張力 $T_0 = T/w_0 b^2 = (1 - A^2)/2$, 圧力 $P = p/w_0 b = Z$, 球では $T = p = \infty$ となる。

(2) 外力

双副筒に関し実施中の水理模型実験結果が明らかになる迄は、 $\lambda = 1$ の円で近似し鋼製パイプライン設計法を準用する。抗力係数 C_D は無限海での粗面管の 0.8 と海底設置増幅率 2.0 との積で 1.6、質量係数 2.29、揚力係数は実験式 $C_L = 1.05 + 4.96 \exp(-0.0415 K_c)$ に粗面管として 0.1 を加える(長崎: 1984)。波力は設置水深により合田式、本間・堀川・長谷式、富永・久津見式等で算定するが、後述の曲面補正を要する。波・流れによる洗掘も被災原因で最大洗掘深よりも流水下の安息角と関連する。

(3) 二次元的安定

二次元的被災は λ の増加で匍行・滑動・回転と移行する(図 4)。回転限界角 $\theta_r = \pi/2 - \tan^{-1} \{ (C - G)/X_c \}$ 、滑動限界角 $\theta_s = \tan^{-1} \mu$ 、匍行安全率 S_c は中央鉛直断面をせん断面とし自重 $W/2$ の変形に抵抗する摩擦力 $2\mu_1 T$ から、 $S_c/\mu_1 = 2(1 - A^2)/V_0$ と評価した($\mu \cdot \mu_1$: 底面・砂内部摩擦係数、表 3)。

表 3 チューブの二次元的安定

A	C	G	X _c	V ₀	θ _r	T/w ₀ h ² /2	S _c /μ ₁
0	1.4142	0.50000	∞	∞	90.00000°	0.50000	0.00000
0.1	1.4100	0.82185	1.3566	3.7623	66.56100	0.57689	0.52627
0.2	1.4006	0.86146	0.79690	2.4760	55.91982	0.66600	0.77544
0.3	1.3815	0.89345	0.63338	1.7108	52.38401	0.77802	1.06383
0.4	1.3569	0.92130	0.38609	1.1785	41.55188	0.91737	1.42554
0.5	1.3225	0.94454	0.30374	0.78254	38.78640	1.10864	1.91683
0.6	1.2809	0.96412	0.16671	0.48611	27.75623	1.38043	2.63315
0.7	1.2291	0.97949	0.079095	0.26779	17.58207	1.63074	3.80895
0.8	1.1660	0.99078	0.051793	0.11734	16.46707	2.68745	6.13601
0.9	1.0909	0.99767	0.0079381	0.029096	4.86673	5.21365	13.06021
1.0	1.0000	1.00000	0.0000000	0.000000	0.00000	∞	∞

$G = A + \alpha_g$, $X_c = x_c/b$, $V_0 = V/b^2$

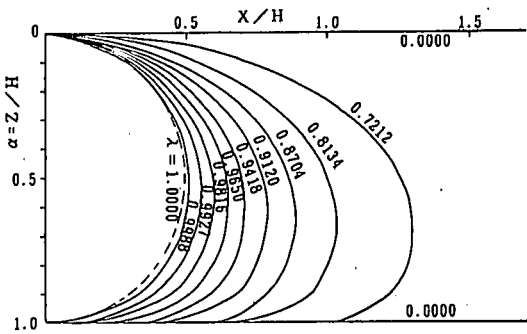


図 3 形状

表 1 形状 (X/H)

A	0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0	α _{max}	X _{max} /H	α _g
0	∞	∞	∞	∞	∞	∞	∞	∞	∞	∞	∞	—	∞	0.50000
0.1	0	0.70827	0.94763	1.09473	1.19160	1.25357	1.28878	1.29794	1.27954	1.22298	1.03557	0.6889	1.29917	0.50555
0.2	0	0.53822	0.73587	0.86132	0.94494	0.99833	1.02632	1.03007	1.00700	0.94588	0.68375	0.6700	1.03157	0.50238
0.3	0	0.45530	0.62947	0.74040	0.81408	0.86008	0.88227	0.89118	0.85369	0.78810	0.58565	0.6499	0.88471	0.50076
0.4	0	0.40446	0.56061	0.66013	0.72560	0.76524	0.78222	0.77683	0.74497	0.67508	0.40348	0.6301	0.78199	0.55369
0.5	0	0.36931	0.51200	0.60244	0.66106	0.69512	0.70734	0.69748	0.66187	0.58732	0.38929	0.6100	0.70738	0.54945
0.6	0	0.34198	0.47352	0.55815	0.60859	0.63752	0.64523	0.63121	0.59136	0.51263	0.24484	0.5900	0.64541	0.54072
0.7	0	0.32007	0.44230	0.51809	0.56496	0.58908	0.59242	0.57424	0.53022	0.44682	0.14949	0.5700	0.59359	0.53157
0.8	0	0.30186	0.41601	0.48523	0.52730	0.54675	0.54874	0.52325	0.47478	0.38823	0.14151	0.5500	0.54880	0.52492
0.9	0	0.28535	0.39191	0.45562	0.49218	0.50895	0.50145	0.47453	0.42137	0.32734	0.04158	0.5200	0.50747	0.51194
1.0	0	0.30000	0.40000	0.45825	0.48989	0.50000	0.48989	0.45825	0.40000	0.30000	0	0.5000	0.5000	0.50000

表 2 周長・面積・充てん率

A	0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0
ℓ/h	∞	6.1808	5.1516	4.5933	4.2113	3.9288	3.6951	3.4994	3.3299	3.1894	3.1416
V/h ³	∞	2.1924	1.7194	1.4627	1.2871	1.1567	1.0485	0.9568	0.8760	0.7984	0.7854
λ	0	0.7212	0.8134	0.8704	0.9120	0.9418	0.9650	0.9816	0.9927	0.9968	1.0000
θ _r	90	67.24	58.60	52.13	42.11	33.34	28.06	17.70	10.59	4.87	0

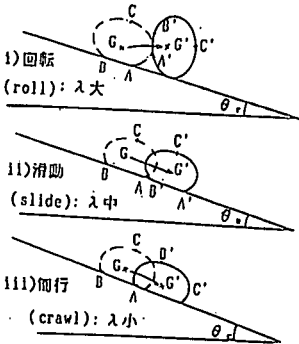


図 4 二次元的安定

(4) 三次元的安定

単筒の典型的被災は外力・洗掘による局所的な三次元的回転・滑動である。径D、洗掘で生じた宙吊部延長ℓの単筒は、自重によるせん断(s)・曲げ(円弧迂りm)・捩れ(n)に対し長手方向張力T'で抵抗する。安定条件は中間部で $T'_s > w_s D \ell \cot \phi / 8$ ・ $T'_m > \pi w_s \ell^2 \cot \phi / 96$ ・ $T'_n > 3 w_s D \ell \cos \phi / 16$ 、端部では $T'_s > w_s D \ell \cot \phi / 4$ ・ $T'_m > \pi w_s \ell^2 \cot \phi / 16$ ・ $T'_n > 3 w_s D \ell \cos \phi / 8$ と厳しい($w_s \cdot \phi$: 砂の単位重量・内部摩擦角)。砂充てんによる長手方向の伸長(0.5%程度)で生じた微弱なT'は宙吊による底面荷重消滅に伴う断面積増加の結果砂の弛緩(ϕ 減少)で増大した上記諸式右边を下廻り容易に不安定となる。宙吊部は安定でも流れにより背後にカルマン渦を生じ鉛直振動を誘発する恐れがあり、固有振動周期は中間部、端部で

$$T_c = 2 \pi \ell^2 / 3 D \cdot \sqrt{w_s / 5 g E}$$
 (両端固定梁)、 $4 \pi \ell^2 / D \cdot \sqrt{w_s / 5 g E}$ (片持梁)に

近いと共振する(E : 砂のヤング率、g : 重力加速度)。

2-2. 双副筒

単筒の三次元的不安定を解消するため主筒両側に副筒を取付けた(図5)。主・副筒に添字1・2を付けた $T_2 / T_1 \propto \beta^2$ で副筒頂部のY字接合点での傾斜角 $\theta = \sin^{-1}(\beta^2 / 2)$ は小さくT字接合として副筒による主筒の変形を無視する($\beta = h_2 / h_1$)。

(1) 補剛

主筒の最大幅点 α_{max} で副筒頂点と接合する $\beta = 0.410$ を含む75%(0.308)・125%(0.513)・150%(0.615)に対し $V_3 \cdot I_3 \cdot \lambda_3$ ・形状から構造的補剛度を算定した(I : 断面二次モーメント、添字3 : 双副筒、表4)。匍行・捩れは起り難く回転・水平曲げ抵抗は著しく増大する。

表4 構造的補剛度

β		0	0.308	0.410	0.513	0.615	算 式
二 次 元	滑 動	1.000	1.105	1.235	1.330	1.448	V_3 / V_1
	回 転	1.000	2.707	3.053	3.175	3.274	$\tan \theta r_3 / \tan \theta r_1$
	底面圧	1.000	0.383	0.406	0.423	0.445	p_3 / p_1
三 次 元	せん断	1.000	1.582	1.671	2.008	2.389	$1 / \lambda_3 = 1 / \lambda_1 + 2 \beta^2 / \lambda_2$
	鉛直曲げ	1.000	1.089	1.255	1.433	1.676	$\lambda_3 = \lambda_1 + 2 \beta^2 / \lambda_2$
	水平曲げ	1.000	1.667	2.105	2.843	3.780	I_3 / I_1

(2) 波圧低減

双副筒型の水理的長所を簡潔に表すため、最も普遍的な設置地点である砕波線付近を対象に直角入射による一様波圧(p_1)分布とする。合田式概念により静圧(α_1 成分)と動圧(α_2 成分)を分離し入射角の代わりに筒表面の法線傾斜角を用いて水平・鉛直波圧を算出した(図5)。下向表面で水は押し込まれ逃げ場はなく p_1 を保つが、上向表面では下向きの降圧は揚圧を上廻り沖側で見掛自重を増やす。

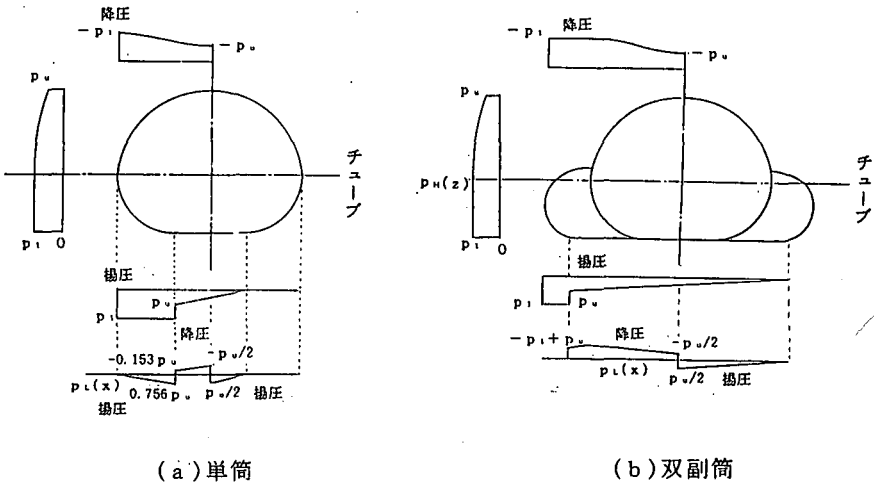


図5 水平・鉛直波圧分布

最も現実的な $\beta = 0.513$ で平均波圧 $\overline{p_H} = 0.914 p_1$ ・揚圧 $\overline{p_L} = -0.085 p_1$ から結果として直立堤に対する波圧係数を59%、波力モーメントを25.9%に低減し単筒にも見られない著しい特長を有する。

(3) 塑性波

粒状体として弾性強度以上の瞬間的な衝撃砕波圧(作用時間 $\tau = (0.02 \sim 0.03) T$ 、 $p = (8 \sim 13) w_o H$ 、 $H \cdot T$: 波高・周期)を塑性波(波速 $C_p \propto p^{1/6} (g E / w_s)^{1/3}$)の变形と減衰で波圧を著しく減殺する(高・木村 : 1992)。

衰で波圧を著しく減殺する(高・木村 : 1992)。弾性波(波速 $C_e = \sqrt{g E / w_s}$)に低減後も高い内部摩擦で急速に減衰する吸収過程は剛・弾性体でない優れた特性で長手方向横波の伝達防止に極めて有効である(Selig他 : 1965)。

(1) 形状

単筒(サニーホース、長さ9.59m・径0.4m)の一端から水・砂(スラリー)を注入する充てん実験を実施した(於りんかい建設(株)奈良輪資材センター)。水は当然拱曲線とほぼ一致し砂では ϕ の抵抗で堆積を妨げられ上下対称に近づく(図6)。砂で若干低い λ (0.937)は充てん条件を改善し水と同程度迄流動性を高め0.97前後に向上した(表5)。

表5 单筒充填率

材 料	砂 充 填	ℓ (m)	V (m ³)	λ (%)
青色サニーホース	充填終了時	1.300	0.127	94.43
透明サニーホース	内圧0.1kg/cm ²	1.715	0.227	96.98
	内圧0.2kg/cm ²	1.774	0.245	97.83
	充填終了時	1.761	0.239	96.84
シバタ工業製品	充填60分後	1.396	0.147	94.79
	充填終了時	1.375	0.147	97.70

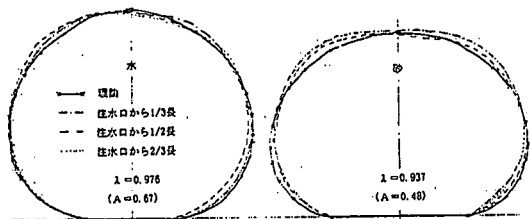


图6 单筒断面形状

(2) 洗掘・沈下

一般的予備実験として入射角 20° の斜め入射波に対し離岸堤（汀線平行）・突堤（波向平行）の洗掘・沈下を縮尺1/20、海浜勾配1/15の移動床で測定した（於高知大農学部）。単筒の両端・沖側側面・碎波（分流）点で生じる洗掘・沈下を軽減するため最も基本的な直角入射波に対する離岸堤・突堤周辺の地形変化を上記施設で計測した（主筒径10cm・長さ2m・ $H=2$ m・ $T=1.34$ s・波作用45分、図7）。離岸堤では水槽側壁の影響範囲（単筒測点0～4）を除き単筒で後退、双副筒で定位置隆起を起こす（図8）。突堤では側面地形は単筒で汀線付近の洗掘を除き不変、双副筒で両側から集積し堆積する（図9）。突堤天端は単筒で沈下、双副筒で汀線付近の一部沈下を除けば隆起する（図10）。結局、単筒は周辺流加速により洗掘・沈下し、双副筒は副筒による屈折のため堆積・隆起する。

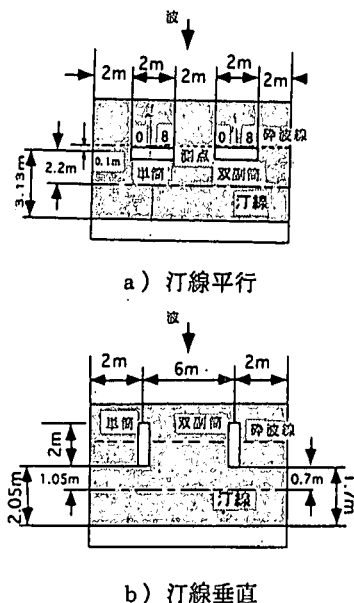


図7 サンドチューブ設置位置

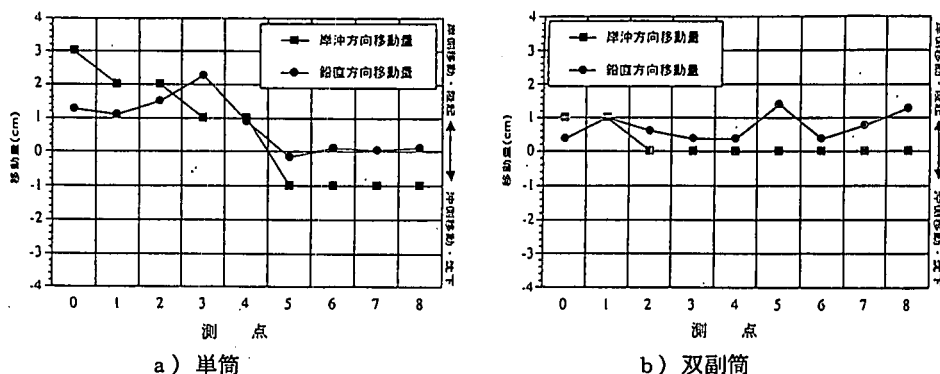
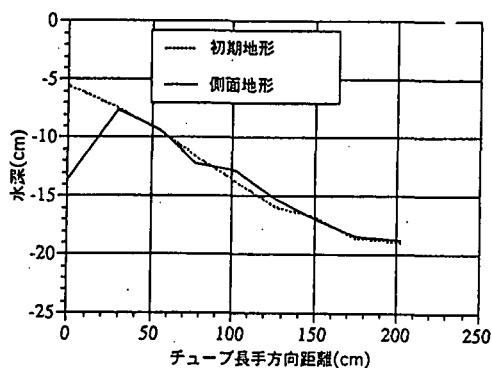
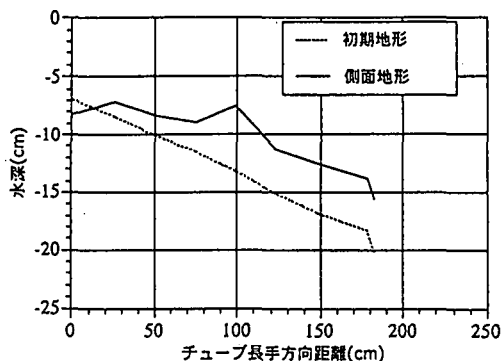


図8 サンドチューブ移動量 (汀線平行)

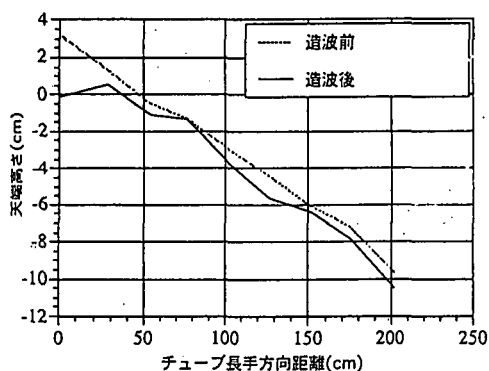


a) 単筒

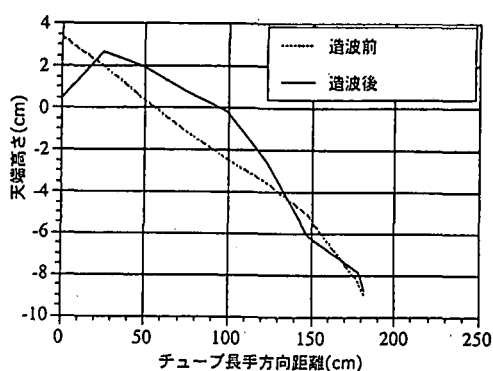


b) 双副筒

図9 サンドチューブ側面地形変化(汀線垂直)



a) 単筒



b) 双副筒

図10 サンドチューブ天端高変化

(3) 膜張力

膜材質として耐久性(熱・オゾン・水・摩耗)上勝れたナイロンせんい表面ゴム被覆布は実用的である。 $\sigma \sim \epsilon$ 曲線はほう物線状で破断時伸び25~30%の荷重に対し設計伸び2%前後での荷重との比(安全率)約100と極めて高い(於シバタ工業(株)力学試験室)。

(4) 衝撃砕波

主・副筒連結部付近で砕ける砕波衝撃力は規則波でも変動する。波圧計P1~8での測定例を図11,12に示す($H=17.0\text{cm}$, $T=2.1\text{s}$)。

(5) 塑性波

静水面付近P5に衝突した衝撃波圧は砂筒内を塑性波として背面P8に伝達する(波速66.67m/s、減衰比38%)。

4. おわりに

単筒(ロングード)の典型的被災は外力・洗掘による局部的な三次元的回転・滑動であり、長手方向の膜張力不足に起因する。双副筒は単筒両側に副筒を取付け構造・水理的機能向上を目指した。主な特長は、1) 三次元的回転・滑動阻止、2) 二・三次元的補剛、3) 底面荷重軽減、4) 砂集積・堆積と共に、5) 降圧により一様波圧分布下で直立堤に対する波圧係数を59%、波力モーメントを25.9%に低減する予期以上の効果を発揮した。

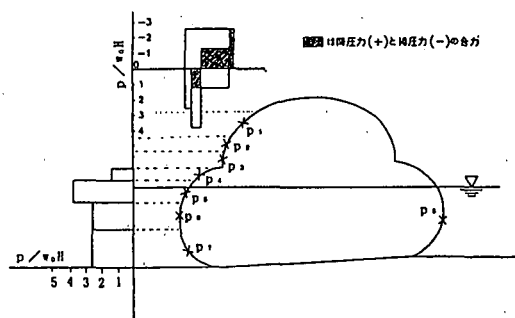


図11 水平波力最大時の水平鉛直波圧係数

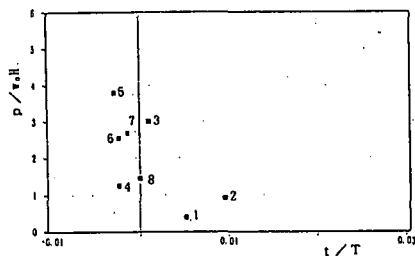


図12 波圧ピーク時の位相

参考文献

本間 仁(1946) : 高等水理学 332p. 産業図書

高 隆二・木村 弘(1992) : 吸免波堤 海岸工学論文集, 第39巻, pp. 686~690

長崎 作治(1984) : 海洋パイプラインハンドブック, 195p. 山海堂

Selig, E. T. and E. E. Vey(1965) : Shock induced stress wave propagation in sand, J. A S C E, S M 3, pp. 19~49

JACKSON L, A : Evaluation of Sand Filled Geotextile Groynes Constructed on the Gold Coast, Australia. 8th Australasian Conference on Coasted and Ocean Engineering 1987