
直線形鋼矢板を用いたセル構造物の特性

On Characteristics of Circular Cell Composed of Straight Web Steel Sheet Pilings

石田 昌弘(Masahiro Ishida) 川井 豊(Yutaka Kawai) 城 郁夫(Ikuo Jo) 中川
宏夫(Hiroo Nakagawa)

要旨：

大水深の岸壁や護岸工事などに適する材料としてウェブ厚を 9.5mm から 12.7mm に増厚した直線形鋼矢板 KSP-FA の本格的製造販売に先立ち、その主たる用途である鋼矢板セル構造を対象に、施工実験、施工事のセル構造体の挙動観測、振動実験、鋼矢板壁の水密性実験等を実施した。供試体は KSP-FA (長さ 22.5m) 80 枚で構成され、セル径 10.18m, 壁高 8.0m, 根入れ長 14.5m の円形セル 1 基を陸上に構築した。その結果、施工性は従来の直線型鋼矢板 KSP-F と何ら変わらないこと、セル構造体の固有振動数は 5.5Hz, 減衰定数は約 6.2%であり、100 年生起の最大震動に対しても耐震度は良好であること、鋼矢板セル壁の水密性はフープテンションと爪嵌合部の砂詰りの効果によって良好で、透水係数に換算して 10-7cm/s 程度であることなどが分かった。

Synopsis :

A series of field tests including construction tests, vibration tests and water proof tests were conducted to investigate the characteristics of circular cell structures (cellular cofferdams). The tested circular cell structure with 10.18m diameter and 14.5 m deep embedment was consisted of eighty 22.5m long KSP-FAs (Kawasaki Steel Sheet Piling Flat A Type), newly developed straight web sheet pilings with web thickness of 12.7 mm as suitable for deep-water quaywalls, port construction and others. The test results revealed the static and dynamic behavior of the circular cell structure under and after construction, and the seismic structural safety and high water-tightness were examined and proved.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

本文は次のページから閲覧できます。

直線形鋼矢板を用いたセル構造物の特性

On Characteristics of Circular Cell Composed of Straight Web Steel Sheet Pilings

石田 昌 弘*
Masahiro Ishida川 井 豊*
Yutaka Kawai城 郁 夫**
Ikuro Jo中 川 宏 夫***
Hiroo Nakagawa

Synopsis:

A series of field tests including construction tests, vibration tests and water proof tests were conducted to investigate the characteristics of circular cell structures (cellular cofferdams).

The tested circular cell structure with 10.18 m diameter and 14.5 m deep embedment was consisted of eighty 22.5 m long KSP-FAs (Kawasaki Steel Sheet Piling Flat A Type), newly developed straight web sheet pilings with web thickness of 12.7 mm as suitable for deep-water quaywalls, port construction and others.

The test results revealed the static and dynamic behavior of the circular cell structure under and after construction, and the seismic structural safety and high water-tightness were examined and proved.

1. はじめに

我が国で使用されている直線形鋼矢板は、ウェブ厚によって種別される。当社では昭和52年よりKSP-F(当社規格 ウェブ厚9.5mm,有効幅400mm,有効高44.5mm)を本格的に生産し、すでに約10 000tの実績を有するに至っている。このほど、KSP-Fに引続きKSP-FA(当社規格 ウェブ厚12.7mm,有効幅400mm,有効高44.5mm)も生産し販売することになった。KSP-FAは、爪部嵌合引張強度がKSP-Fより大きく、より大水深の岸壁や護岸などの鋼矢板セル工法用材料として、その利用が期待される。本実験は販売に先立ち、鋼矢板セルを対象に実際の施工を行い、KSP-FAがこのような用途に十分耐え得ることを確認するとともに、セル構造体としての水密性や振動特性を把握するた

め2, 3の基礎実験を行ったので、ここに報告する。

2. 実験概要

Fig. 1に示すようなセル1基を構築するに際し以下の実験を行った。

- (1) 打込実験
- (2) 中詰時のセル体挙動観測実験
- (3) 振動実験
- (4) 水密性実験

実験場所は当社千葉製鉄所西工場構内で、その土質状況はFig. 1に示すとおり、表層にN値10未満の細砂層が存在し、それ以下では軟弱シルト層になっている。

実験に使用したKSP-FAはJIS A 5528 2種(SY 30)の規格で、その化学成分、機械的性質お

* エンジニアリング事業部構造技術研究所主任研究員
(掛長待遇)

*** エンジニアリング事業部土木・水道技術部
(昭和54年11月13日原稿受付)

** エンジニアリング事業部土木・水道技術部主任
(掛長待遇)

Sheet piles

Type of piling	Length	Number of pilings	Unit weight	Total weight
KSP-FA	22.5m	80	1.368t	109.440t

(angle between two neighbouring pilings: 4.5°)

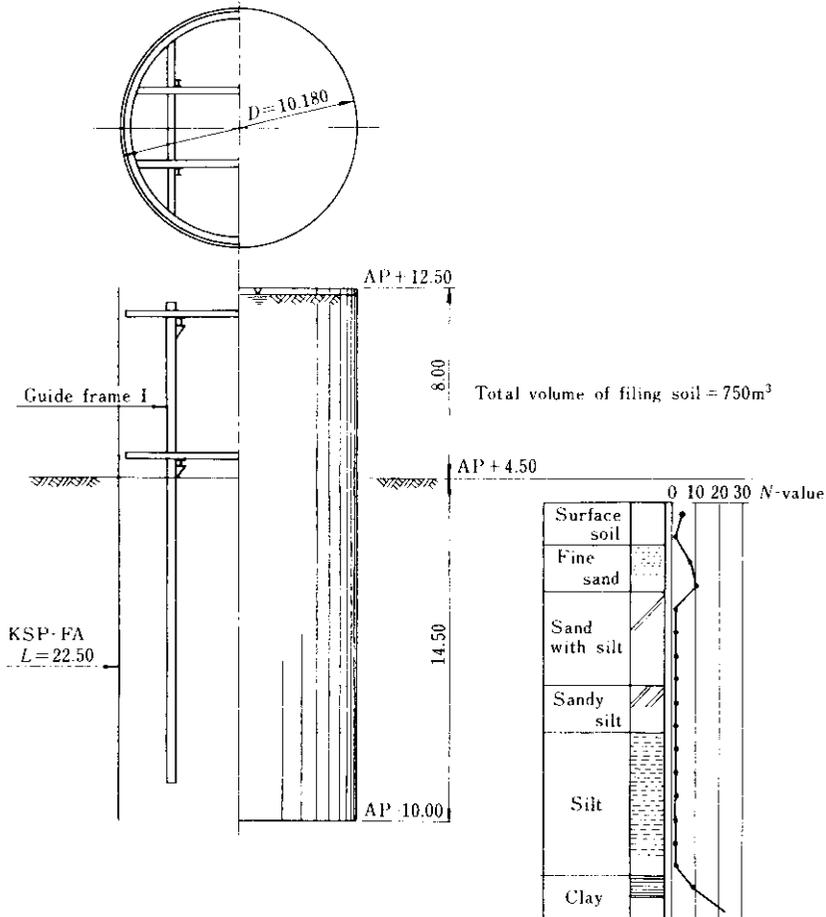


Fig. 1 Plan and profile of circular cell structure

Table 1 Chemical composition and mechanical properties of tested sheet pilings

	Chemical composition (ladle analysis)						Mechanical properties			Average interlock tension (t/m)
	C	Si	Mn	P	S	Cu	Y.P. ₂ (kg/mm ²)	T.S. ₂ (kg/mm ²)	EI ₂ (%)	
	0.31	0.06	0.77	0.017	0.016	0.29	36	55	25	580
JIS				<0.040	<0.040	>0.25	≥30	≥50	≥18	

よび継手強度を Table 1 に示す。供試体は水島製鉄所にて全幅、全高、ウェブ厚、曲がり、反りの形状寸法を測定し、あわせて継手嵌合引張試験を実施のうえ、現地に搬入した。

3. 打込実験

3-1 導棒工

打込みの際、ガイドとなる導棒工は 2 段リング

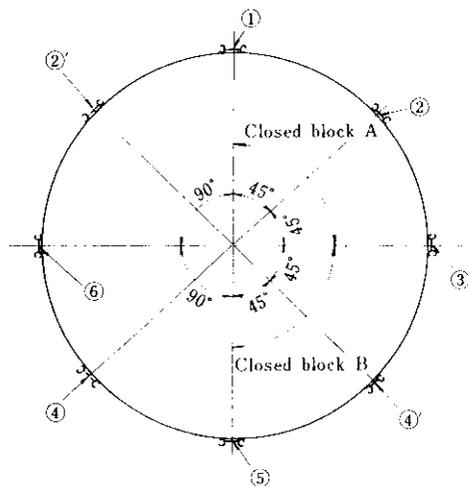
構造とし、そのリングはH杭で保持した。リングには溝形鋼を曲げ加工したものをを用い、それをH型鋼で井桁状に補強した。リング外径は施工時の誤差を考慮してセル内径より約40mm小さくした。リングには鋼矢板打込み時の閉合作業を容易とするため、円周360°を80等分し墨出しを施した。

3・2 案内矢板

セル工事では案内矢板と称されるガイド矢板を円周方向何点かに事前に配置し、その間の閉合を順次行うことにより、セル全体の閉合を円滑に進めることが多い。本実験では案内矢板として長さ8mのKSP-FA 6枚をFig. 2のように配置した。

3・3 供試体の打設

供試体は長さに対して断面剛性が極めて小さく、吊込み時に1点吊りをするとう塑性変形を起こす恐れがあるので、2台のクローラークレーンで相吊りとし変形の防止に努めた。供試体の打設は主クローラークレーンにパイロハンマ(出力30kW)を用いて行い、案内矢板間を1ブロックとして、まず案内矢板間の閉合を進めた。案内矢板を含んだセルの閉合を終了した後、案内矢板を引き抜き、その箇所へ本供試体を打設した。なお、この場合は



①～⑥: Guide sheet pilings
Installing procedure of guide sheet pilings

1. Install guides at ①～⑥
2. After closing blocks of A and B, the guide sheet pilings of ② and ④ are removed to the location of ②' and ④', respectively

Fig. 2 Location of guide sheet pilings

矢板の貫入抵抗が大きくなることが予想されたので出力40kWのパイロハンマと取り替えた。

3・4 打設時の貫入抵抗

パイロハンマを使用した際の貫入抵抗は一般に貫入に要した時間や消費電力量などで代表されることが多い。本実験では一部の供試体を除き、各ブロックともほぼ同様の貫入抵抗値を示した。Fig. 3にその一例として貫入に要した時間をプロットした。N値10の細砂が存在する深度3～6m付近では1m貫入させるのに15～60s要したが、これを越えた深度6m以下のN値0～3の部分では、その貫入所要時間が10s前後になり極めて貫入抵抗は小さく、供試体は比較的スムーズに打設された。

4. 中詰時のセル体挙動

鋼矢板が地盤中に打設されてセル体を形成後、中詰が終了するまでの鋼矢板に発生する応力、変形、土圧等の計測結果から、セル体の施工中の力学的挙動について検討を加える。

測定は矢板に発生するフープ応力、鉛直(打込み方向)軸力、矢板の面外曲げ応力の分布・大きさをウェブの表、裏両面の長さ方向に2mピッチに貼付したワイヤーストレインゲージ(ゲージ長5mm、二軸防水型)を用い、また矢板の変形をスライド式傾斜計を用い各施工段階にて行った。これらの測定はFig. 4に示す3箇所にて行い、セル体周方向の挙動も調べた。

Fig. 5には打設直後、打設により矢板に生じた各種の応力(フープ方向軸応力 σ_{θ_n} 、曲げ応力 σ_{θ_b} 、鉛直方向軸応力 σ_{z_n} 、同曲げ応力 σ_{z_b})を示す。

Fig. 6～9には中詰砂の投入に伴い矢板に発生する応力を中詰高さ2mピッチごとに示した。ただし、これらの図に示された応力値は打設直後を零としているため、打込み時に導入された初期応力は入っていない。ちなみに、従来の設計において考慮されている矢板の応力は、Fig. 6に示したフープ方向軸応力のみである。フープ方向軸応力より換算したフープ方向軸力は、本実験の場合、No. 2測点において40t/mの最大値を記録した。

また、矢板のフープ方向面外曲げ応力 σ_{θ_b} は、

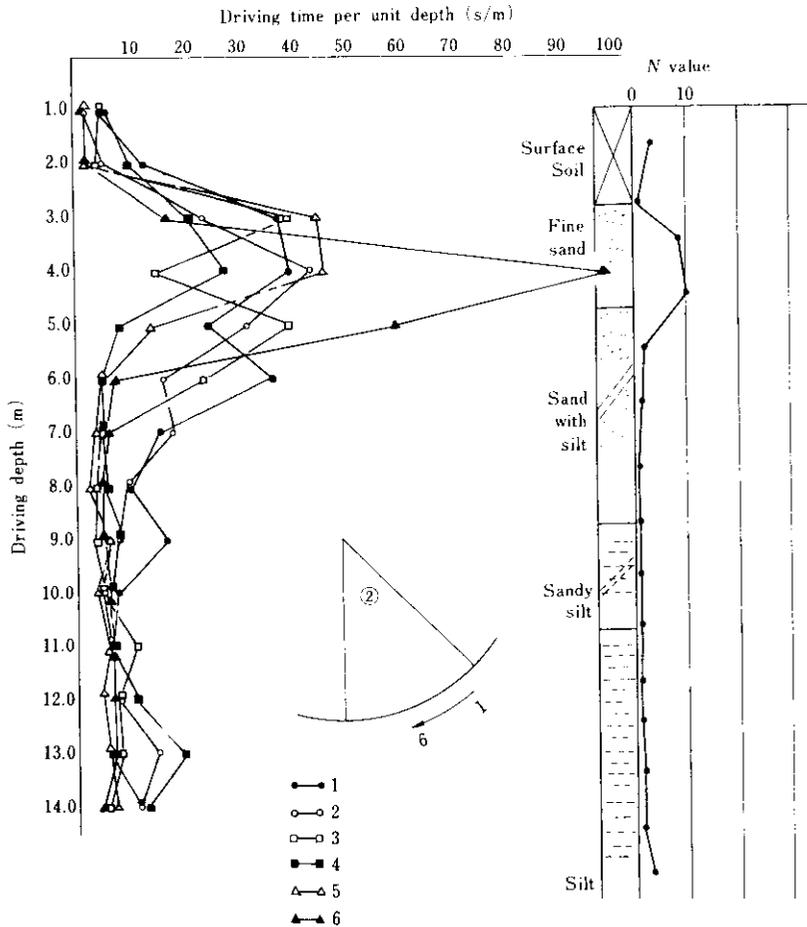
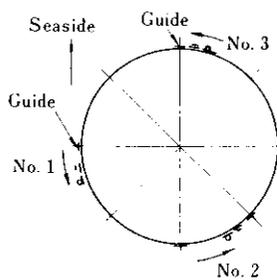


Fig. 3 Measured driving resistance of tested sheet piling



No. of instrument	Location
No. 1	Adjacent to guide pile (before closing)
No. 2	Center
No. 3	Adjacent to guide pile (after closing)

○ Inclino-meter
 — Strain gauges

Fig. 4 Location of instrumented sheet piling

中詰砂の投入に従い増加し、その応力度は最大 $\sigma_{\theta n}$ の3倍にも達した。これは、セル体の直径が比較的小さく、多角形状に円が構成されたことに起因して発生したものと考えられる。セル構造体では、このように過渡的に面外曲げ応力が軸応力より卓越して発生しても、セル殻の最終耐力は、いずれにしても張力で決められることになるので、実用上は問題ないと考えられる。

一方、矢板の鉛直方向応力 σ_{zn} , σ_{zb} は $\sigma_{\theta n}$, $\sigma_{\theta b}$ に比してオーダ的に見て小さいうえ、中詰砂の投入に伴う応力の変化もほとんどないことから、何ら考慮の必要はないと考えられる。

また、鋼矢板セル体の中詰に伴う変形量の変化を Fig. 10 に示す。ここに同図は打込み直後の状態を初期値(変形零)とした相対的な変形量として表しているの、セル体の絶対的な変形形状

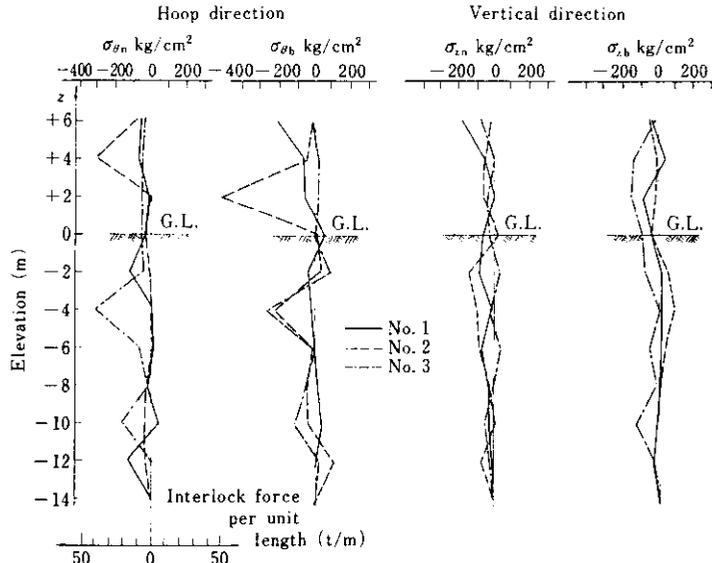


Fig. 5 Stress distribution induced immediately after driving of sheet pilings

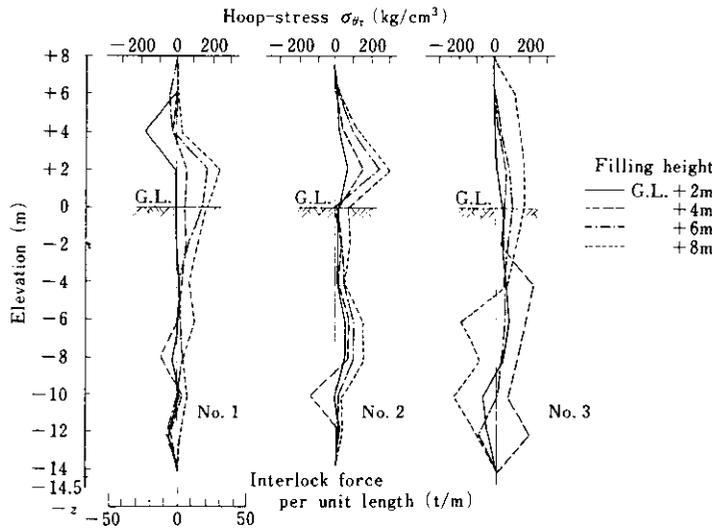


Fig. 6 Changes of interlock force distribution with filling sand

を示したのではない。

変形は比較的硬い細砂層のある G.L. -4m 付近を一つの節点とし、G.L. +2m 付近に最大変形を生じている。この最大変形発生位置と節点の位置は地盤のバネ定数（剛性）等により変化するものと考えられるが、一つの代表的な変形パターンを呈していると思われる。また、中詰砂の投入に従い、投入高さ 6m まではほぼ比例的に変形は増加し

ているが、それ以上の中詰に対しては変形の増加はほとんど飽和している。初期の段階において変形量が増加したのは、鋼矢板の爪部の遊間が、中詰めに伴う内圧で徐々に引張り方向へ移動したことによると考えられる。

つぎに中詰砂の土圧と矢板に発生するフープ軸力との関係にふれる。Fig. 11 は試験矢板 No. 2 に隣接する矢板壁面土圧の変化を示したものである。

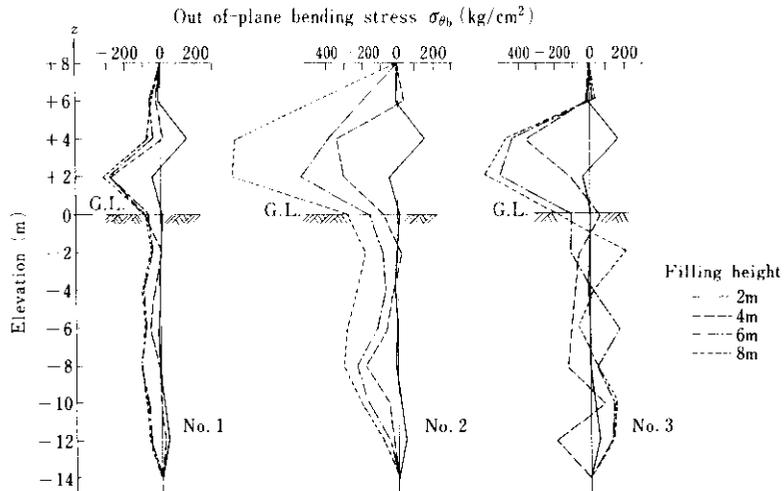


Fig. 7 Changes of out-of-plane bending stress distribution with filling sand

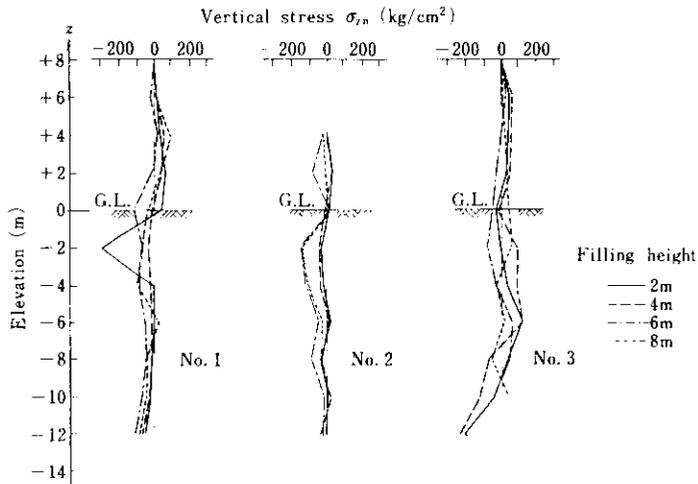


Fig. 8 Change of vertical axial stress distribution with filling sand

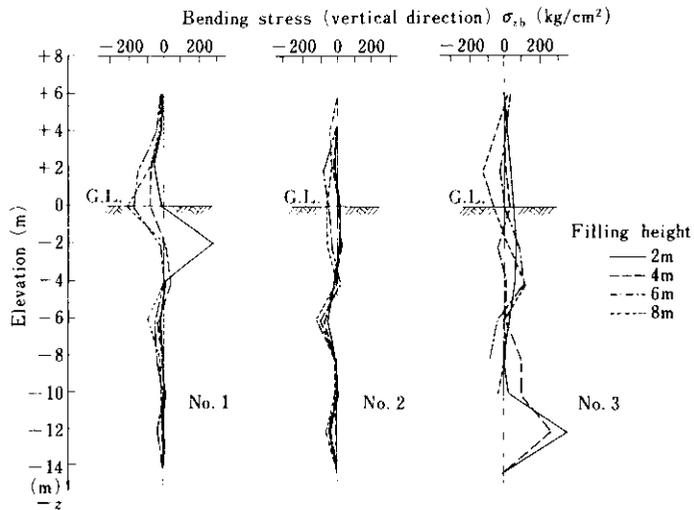


Fig. 9 Change of bending stress distribution in vertical direction with filling sand

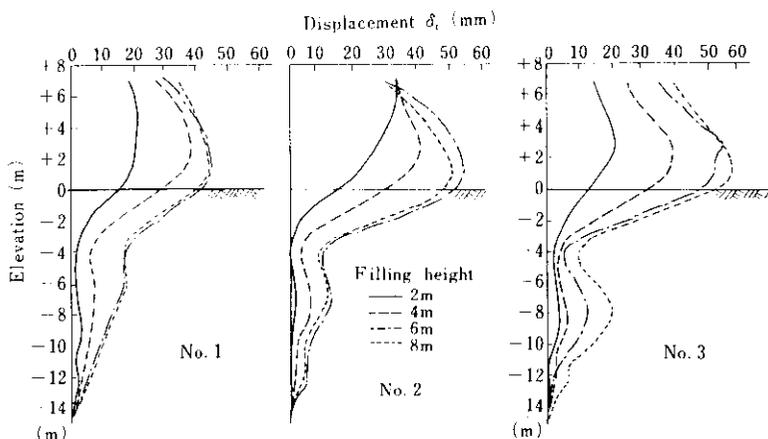


Fig. 10 Change of deformation at instrumented sheet pilings with filling sand assuming the fixed point at the lower end of the pile

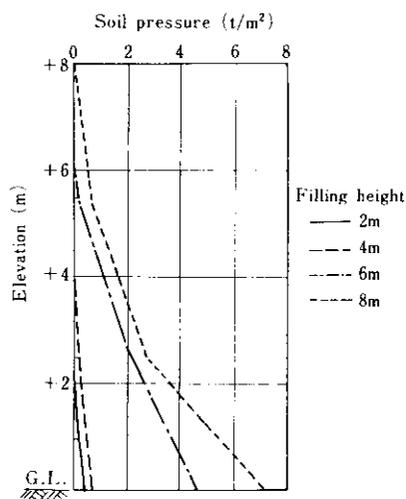


Fig. 11 Change of soil pressure at the surface of the instrumented sheet piling wall with filling sand

G.L. 上での土圧の測定値と中詰砂の測定湿潤密度 $\gamma \approx 1.7t/m^3$ から中詰砂の上圧係数を求めると $K \approx 0.52$ となり、通常、設計に用いられる $K = 0.6^{1)}$ より若干小さい。それぞれの数値を慣用式¹⁾に代入し、設計フープ軸力を求めると $42t/m$ ($K = 0.52$) および $36t/m$ ($K = 0.6$) となる。

Fig. 6 から矢板に発生しているフープ軸力は最大 $40t/m$ (No. 2 矢板) であり、10% 程度の誤差で計算値と合致する。しかし、最大フープ軸力の発生位置は前述のように G.L. +2.00m 付近であり、慣用式の計算仮定と異なるうえ、Fig. 10 に示したように変形状況も G.L. 上に設置されたセル体と

は若干異なっており、地盤内に仮想固定点を持ち、内圧を受ける円筒セルとしての解析を行う必要もあると考えられる。

5. 振動特性

5.1 振動実験の種類

本鋼矢板セルの振動特性を把握するため、以下に示すような3種の異なった振動実験を実施し、セル体の振動特性を把握した。

(1) 振動実験A

中詰終了後、あらかじめセル体の内部に設置された4本のH杭の頭部を連結し、その上に起振機を搭載して、起振力一定および偏心モーメント一定の強制振動をそのH杭を介して中詰砂に加えることにより、セル体の動的挙動を観測した。

(2) 振動実験B

セル本体の近傍の周辺地盤に4本のH型鋼を打設し、その上部に起振機を設置し、周辺地盤を外乱させることによるセル体の振動応答を観測した。

(3) 振動実験C

昼間の工場振動、自動車等の走行振動の外乱をさげ、現場付近の静寂時をねらって、地盤およびセル体の常時微動測定を実施した。

なお、いずれの実験ケースにおいても測定項目は鋼矢板および中詰砂の加速度と変位のみとし、記録は全てデータレコーダーに収録した。実験概要を Fig. 12~14 に示す。

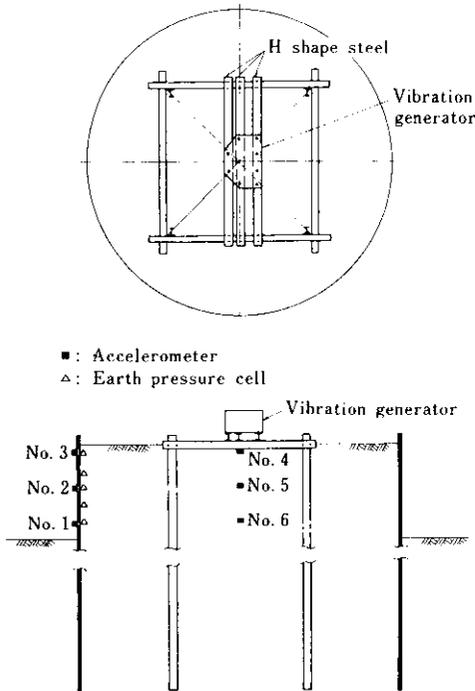


Fig. 12 General view of vibration test A

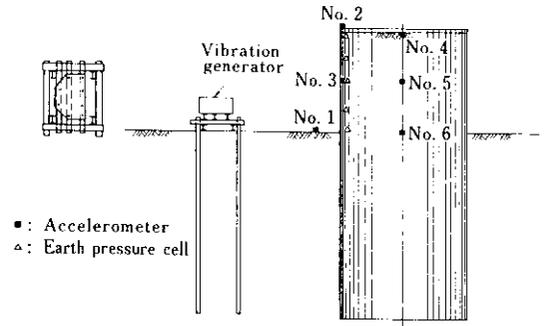


Fig. 13 General view of vibration test B

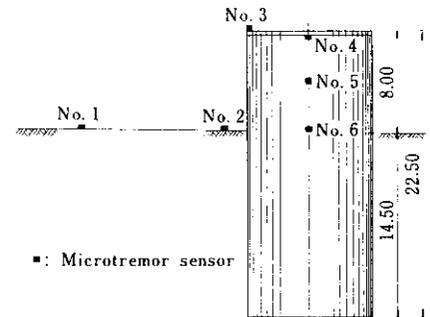


Fig. 14 General view of vibration test C

5・2 実験結果とその考察

実験結果の総括を Table 2 に示す。

(1) 振動実験 A

中詰砂内に埋設したピックアップおよび鋼矢板

に取りつけたピックアップを通して加速度による共振曲線から共振点を求めてみる。偏心モーメント $M=2\text{kg}\cdot\text{m}$ の共振曲線から第 1 次共振点は 6~7 Hz, 第 2 次のそれは 15~16Hz に見られる。この現象は後述する振動実験 B および C の結果からも推

Table 2 Measured results by vibration test

Vibration test	Natural frequency		Damping factor		Response acceleration or displacement				
	f (Hz)		h (%)		(Gal) or (mm)				
	No. 3	No. 6	No. 3	No. 6	No. 1	No. 3	No. 4	No. 6	
A	$M=2$	6.5	6.5	—	11.5	26.2	9.2	16.9	
	$M=4$	5.5	5.5	—	56.0	64.3	40.9	58.3	
	$F=1$	5.5	5.5	6.4	6.4	25.2	46.5	28.5	114.5
	$F=2$	5.5	5.5	7.3	6.4	46.0	104.0	53.0	144.0
	$F=3$	5.5	5.5	5.4	6.0	53.0	101.0	62.0	156.3
B	$M=4$	6.0	6.0	—	1.0mm	3.1mm	1.1mm	3.1mm	
	$F=1$	5.5	5.5	6.6	5.4	0.9mm	5.0mm	1.8mm	3.2mm
C	(acceleration)	5.4	5.4	—	—	—	—	—	
	(displacement)	5.3	5.2	—	—	—	—	—	

M : Eccentric moment (kg·m)

F : Exciting force (t)

測されるが、第1次共振点がセル構造体の固有振動数、第2次共振点が荷装置であるH杭やフレームを含む構造系の固有振動数と考えられる。つぎに、偏心モーメントを4kg・mに上げた場合は、第1次共振点が若干小さく現れた。また、第2次共振点は起振機のパワー不足のため、明確なピークは現れなかった。しかしながら、後述する他の実験結果をも考慮してセル本体の固有振動数は5.5Hz程度と推定される。つぎに、偏心モーメントと振動数を変化させ起振力一定にした振動実験結果についてのべる。Fig. 15, 16に起振力 $F=2.0t$ の加速度共振曲線を示す。どのケースとも振動数を1~15Hzの範囲で約10種選んだ。共振曲線はいずれのケースとも第1次共振点は5.5Hzでピークを示す。本実験では偏心モーメント一定の場合には見られなかった滑らかな共振曲線が得られ

たので、振動特性の中で、つぎに重要な要素となる減衰定数を簡便な $1/\sqrt{2}$ 法で算出すればTable 2のように、5.4~7.3%となる。

(2) 振動実験B

偏心モーメント一定の場合の加速度共振曲線について検討する。 $M=2kg\cdot m$ においては起振力不足のため明瞭なカーブは出なかった。 $M=4kg\cdot m$ においては6Hz付近に第1次共振点が見い出せ、高振動数になるほど応答量も急激に増加する傾向を示し、振動実験Aのような明瞭な第2次共振点は出なかった。つぎに、起振力一定($F=1.0t$)の場合の変位共振曲線をFig. 17に示す。同図から第1次共振点は5.5Hz、減衰定数は5.4~6.6%を得る。なお、この場合、 $F=2.0$ および $3.0t$ では第1次共振点付近では起振力のパワー不足で応答値がとれなかった。

(3) 振動実験C

常時微動測定は加速度および変位について測定した。実験場所が工場内でもあり、工場設備の雑振動が絶えないが、これらの振動を極力さけた静

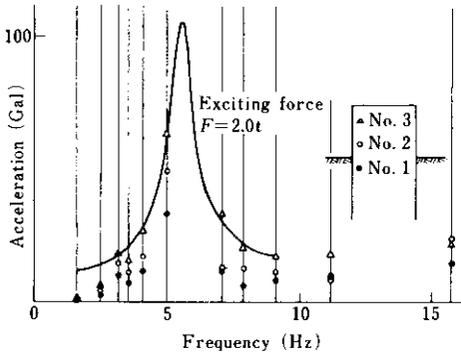


Fig. 15 Acceleration response curve (vibration test A)

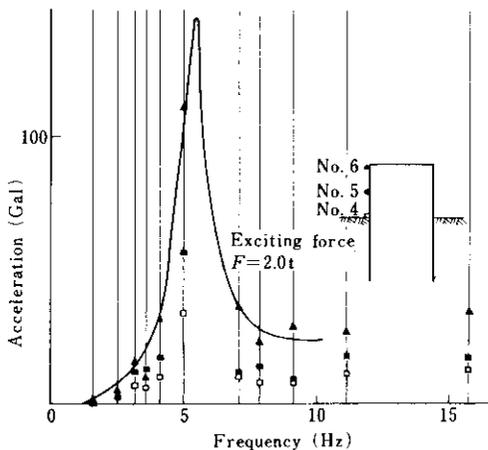


Fig. 16 Acceleration response curve (vibration test A)

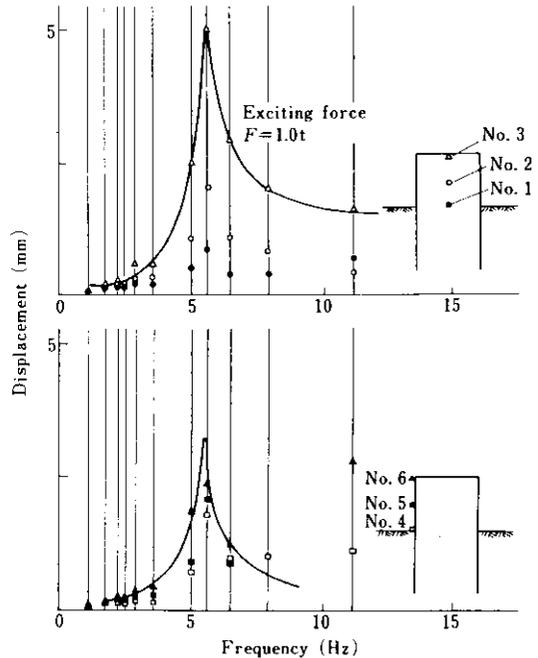


Fig. 17 Displacement response curve (vibration test B)

寂時をねらって、セル内部の中詰砂、鋼矢板、地盤の常時微動を約5min継続して計測し、その記録は全てデータレコーダーに収録した。記録の解析はフーリエ・アナライザーで行い、その結果をFig. 18に示す。本解析は常時微動記録を時間間

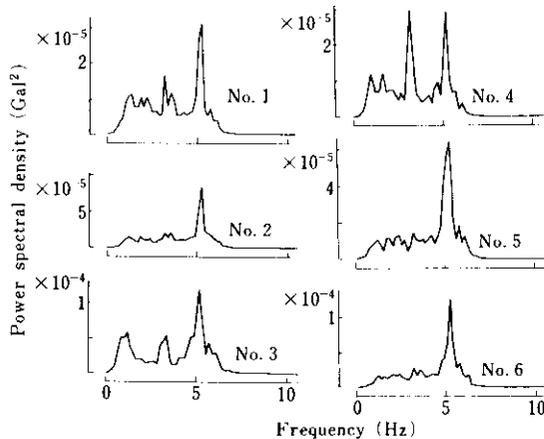


Fig. 18 Power spectral density function

隔4.88msごとにサンプリングした2048個のデジタル量をフーリエ変換し、20回のアベレーシングによって平滑化されたパワースペクトルを求めたものである。これらのパワースペクトルのピークを示す振動数が卓越振動数、すなわち、固有振動数と解して良い。これらの図から5.2~5.4Hzにピークを有していることがわかる。この結果は前二者の振動実験結果と良く一致していることから、セル本体の固有振動数は5.2~5.5Hz(固有周期0.192~0.182s)と断定できる。Fig. 18中のNo. 1およびNo. 4に見られる最初のピークに対する振動数(3.3Hz)は地盤上における常時微動測定から得られたパワースペクトルのピークに対する振動数と合致することから、周辺地盤の振動の影響をかなり受けているものと判断される。

(4) 本鋼矢板セルの耐震性

構造物の振動特性がわかればつぎに実際に地震がきたときの構造物の応答を計算する必要がある。その便法として最大応答スペクトルの考え方があ。すなわち、構造物の応答変位、速度、加速度は時刻大、構造物の固有周期 T 、減衰定数 h の関数で時間 t とともに刻々変化する。構造物の設計という立場からは応答の時間的な変化よりも応答

の最大値の方が興味深い。そこで、Fig. 19およびFig. 20に示すような昭和53年6月12日に起こった宮城県沖地震の千葉製鉄所6高炉付近で得られた加速度記録(最大加速度は地表面で15Gal程度であったが、これを100Galに増幅した)が1質点系構造物に作用したときの最大応答加速度および最大応答変位を計算した結果がFig. 21およびFig. 22である。これらの図は構造物の減衰定数 h と非減

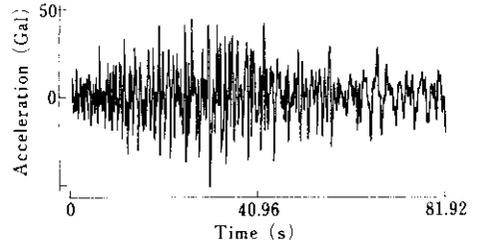


Fig. 19 Accelerogram of Off Miyagi Prefecture Earthquake

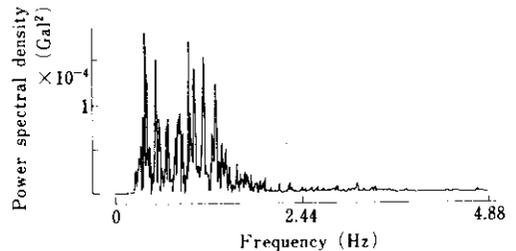


Fig. 20 Power spectral density function

衰固有周期 T とをパラメーターに描いたものである。Table 2に示した振動実験結果より本構造物の非減衰固有周期を0.19s、減衰定数を6.2%と仮定すれば、同図より宮城県沖地震クラスに対する本鋼矢板セルの最大応答加速度は76Gal、最大応答変位は0.08mm程度である。また河角マップによる100年生起の最大地震動250Galを適用しても、最大応答加速度は190Gal程度である。今回の実験供試体は実物に近い構造体で、陸上部に建設され、諸条件の差違があるにしても、本解析結果からすれば比較的良好な耐震性を有した構造物であろうことは推論できよう。

6. 水密性

護岸、産業廃棄物処理場、締切土等に数多く見

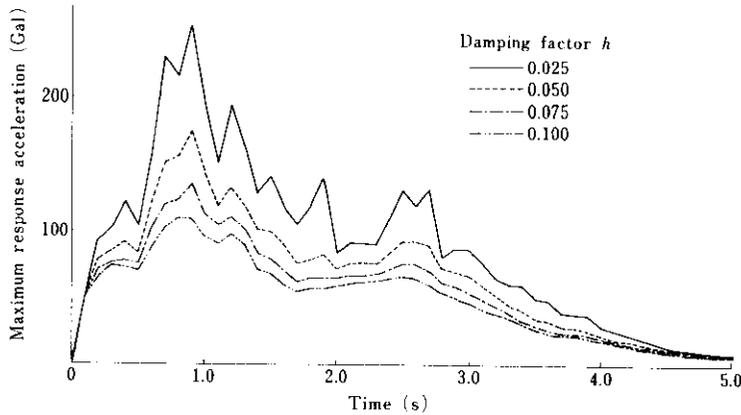


Fig. 21 Acceleration response spectral curves for Off Miyagi Prefecture Earthquake

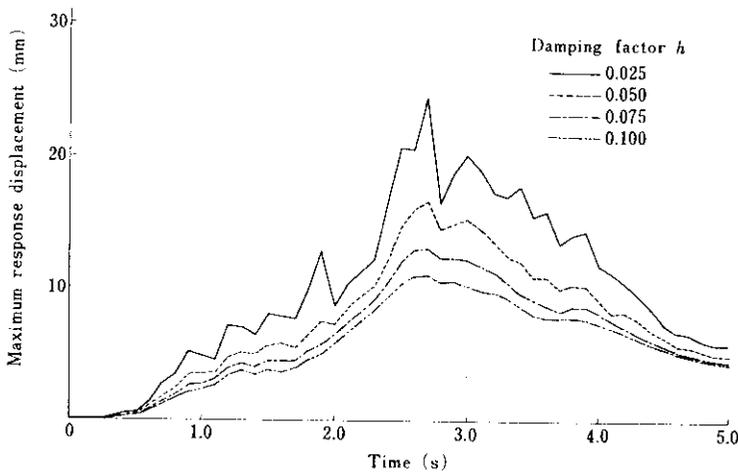


Fig. 22 Displacement response spectral curves

られる鋼矢板セルでは矢板壁の透水性を知ることが大切である。特に産業廃棄物処理場建設では公害対策が重要視され、本構造体に対する水密性がしばしば問題となる。本来、鋼矢板セルの水密性は中詰砂の透水性、矢板のフープテンション（円周方向張力）、水頭差などにより変化すると考えられ、それを定量的に論ずるには種々の要因を含めた実験を行う必要がある。しかし、本構造体は、中詰砂の透水係数および矢板のフープテンションに実構造物としての一般性があると仮定できることから、水密性実験を実施し、中詰砂内の水の流れ、矢板壁の透水係数、合成継手領域²⁾などに関して検討を加えた³⁾。

6・1 実験方法

水密性試験は Fig. 23 に示すように中詰砂投入

後、鋼矢板セルの頭部よりケーシングパイプ(6 ϕ)を通して注水し、ケーシングパイプ頭部で越流させる、いわゆる定水位透水試験の形式を取り実施した。水位観測は Fig. 23 のように、鋼矢板内壁面を外視チューブで、また中詰砂内はストレーナーをもつ水位観測用パイプを中詰時に12箇所に埋設して行った。水位観測用パイプは本実験の主目的である矢板壁の透水係数を求めるため、矢板壁近傍の合成継手領域を把握する意味で、矢板壁からセル中心(注水ケーシングパイプ)に向かって、30cm、1m、2m、3mの位置に設置した。事前に測定した中詰砂の透水係数は 1×10^{-3} cm/s程度であることから、矢板壁の見かけの透水係数は 10^{-4} cm/s以下となることが予想され、矢板爪部からの透水量は最大水頭8mの条件下では $1.4 \sim 1.0$ m³/h以下であると考えられた。そのため、現地盤と中詰砂の間

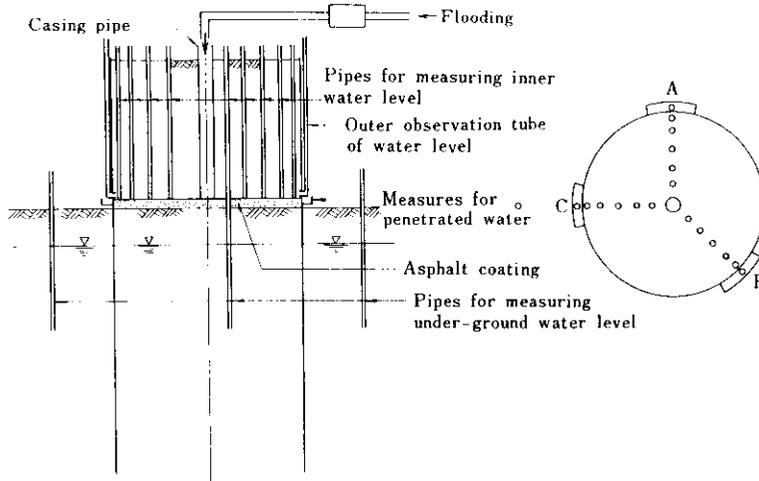


Fig. 23 Schematic view of test set up for water proof test

に防水アスファルトを敷き、現地盤への漏水を極力防止することにより、実験条件の明確化および測定精度の向上を図った。また、セル内・外の3箇所に地下水水位測定用のパイプを埋設し、防水用アスファルトからの漏水の有無を確認した。鋼矢板の爪部からの漏水量はセル外側の原地盤上付近の鋼矢板に直接貼りつけた集水ますにより測定した。水位及び漏水量観測は1dあたり数回行い、1回の測定につき5minの漏水量観測を数回繰返して測定精度の向上を図った。

定水位透水試験は約2weekにわたって実施した。この間、注水を継続し、セル中詰砂上で越流させることにより定水位は保持した。

6.2 実験結果と考察

Fig. 24 にセル内部に設けた水位観測用パイプおよび水位観測用外視チューブによる水位曲線の一例を示す。また、Fig. 25 は矢板壁からの透水量Q

の経時変化を示したものである。

Fig. 24 によればセル中心から470cm離れた位置に設置した水位観測用パイプによる水位と外視チューブによる鋼矢板裏側の水位との水位勾配がその他の領域での水位勾配と極端に相違する。これを文献²⁾に示されるように前者を合成継手領域 (Fig. 26 参照) とし、後者をダルシイの法則が適用できる領域と仮定する。本実験結果の考察は両領域について行い、それぞれの領域における透水係数を求めた。

(1) ダルシイ法則が適用できる領域

本定水位透水試験に井戸理論を適用すればダルシイの法則から次式が成立する。

$$Q = k \cdot \frac{(H^2 - h^2) \pi}{\ln R/r_0} \dots\dots\dots (1)$$

ここに、Q: 井戸への流入量または矢板壁からの透水量
k: 中詰砂の透水係数

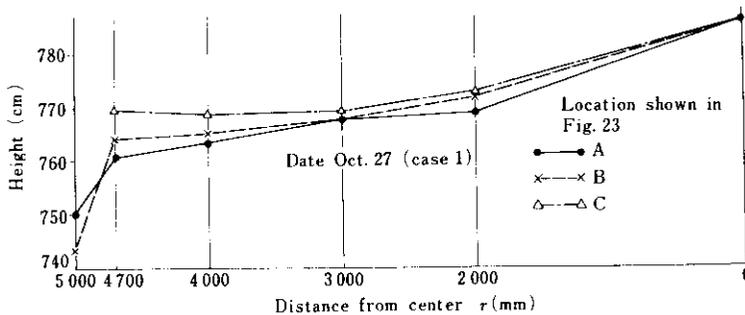


Fig. 24 Water saturation line

- H: 定水位高さ
- R: 影響圏半径
- h: Rにおける水頭
- r₀: 井戸の半径

本実験結果を考察するに際し、実験値として誤差の導入が予想される(1)式中のQ, kを左辺に移項した $Q/k\pi$ を実験ケース別にプロットしたのがFig. 27である。実線部分の $Q/k\pi$ 値からFig. 25に示した実測透水量Qを適用して、透水係数kを算出すればTable 3のとおりである。また、Fig. 28にはその透水係数の経時変化を示す。

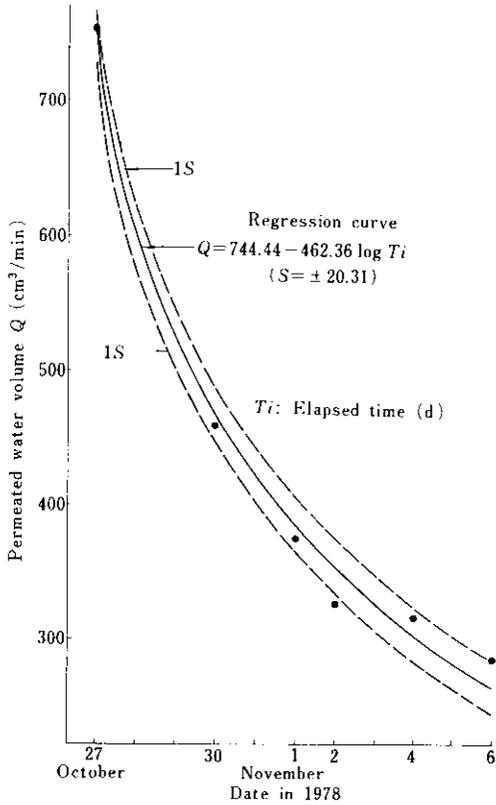


Fig. 25 Change of permeated water volume with time elapsed

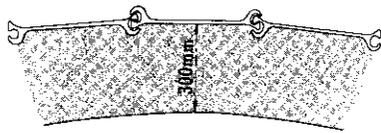


Fig. 26 Composite region of sand and sheet pilings concerning water permeability

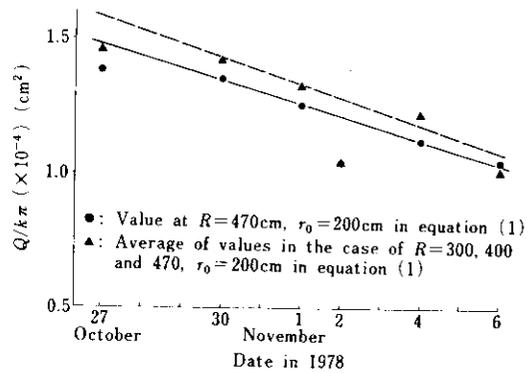


Fig. 27 Relation between $Q/k\pi$ and T_i

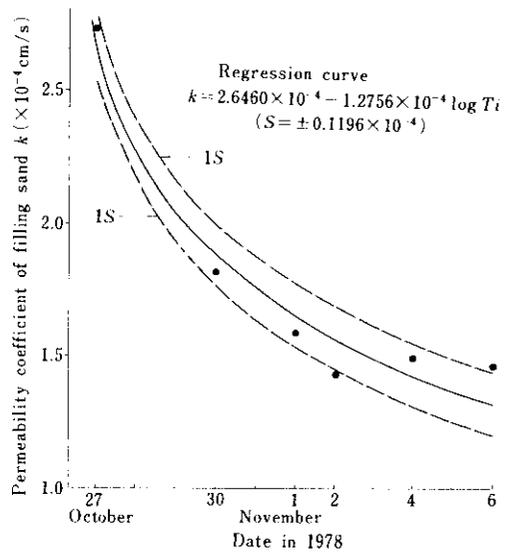


Fig. 28 Change of permeability coefficient τ with elapsed time T_i

Table 3 Permeability coefficient of filling sand

Date	Oct. 27	30	Nov. 1	2	4	6
Q/k (cm ²)	14 750	13 440	12 550	12 400	11 230	10 350
Q (cm ³ /min)	754	459	375	326	316	285
k (cm/s)	2.7119×10^{-4}	1.8119×10^{-4}	1.5852×10^{-4}	1.4293×10^{-4}	1.4928×10^{-4}	1.4608×10^{-4}
r ₀ (cm)	49.34	6.03	2.81	1.02	0.61	0.62

つぎに(1)式を変形した(2)式について $\ln R/r_0$ と h^2

$$h^2 = H^2 - \frac{Q}{k\pi} \cdot \ln \frac{R}{r_0} \dots\dots\dots (2)$$

の関係をプロットすれば Fig. 29 のようになる。

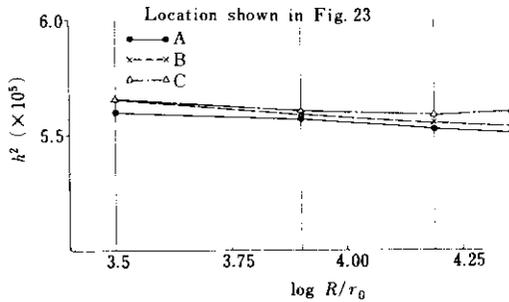


Fig. 29 Relation between h^2 and $\ln R/r_0$

これは10月30日に実施した実験ケース (以下これを case 2 と記す) の場合であるが, 他の実験ケースも実線, 破線についてはほぼ直線的であり, 合成継手領域に含まれない背後の土中の流れはダルシイの法則が十分適用できることを示している。Fig. 30 は case 2 について (1) 式の井戸の半径 r_0 をパラメーターに理論水位曲線を示したもので破線は実測値である。 $r_0=6\text{cm}$ の理論水位曲線が実測値とほぼ完全に一致し, 前述のことを裏付けている。

(2) 合成継手領域

文献²⁾によれば矢板壁 (合成継手) の透水量は矢板壁による水頭損失 h_p の平方根に比例するとして次式を示している。

$$Q_p = K' \cdot \sqrt{h_p} \cdot A \dots\dots\dots (3)$$

ここに, Q_p : 矢板壁 (合成継手) の透水量
 K' : 矢板壁の透水係数 (単位面積あたり)
 h_p : 矢板壁による水頭損失
 A : 試料の断面積

上式の Q_p, h_p, A に実測値を適用して合成継手の透水係数 K' を算出した結果を Fig. 31 に示す。

矢板壁の透水性は裏込め土の種類, 鋼矢板部品の錆, 鋼矢板壁体の緊張度等, 周囲の条件により支配されることが多いため, これを一義的に定めることができないが, 矢板壁の透水量が水位差の平方根に比例するとして求めた透水係数が同図のように時間とともに低減する傾向は一般的傾向と

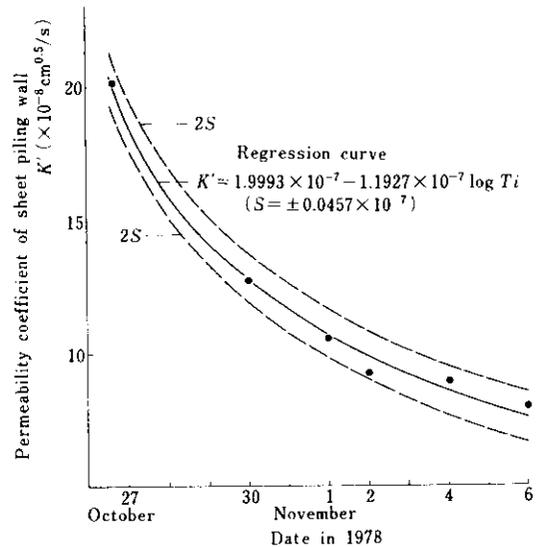


Fig. 31 Permeability coefficient of sheet piling wall

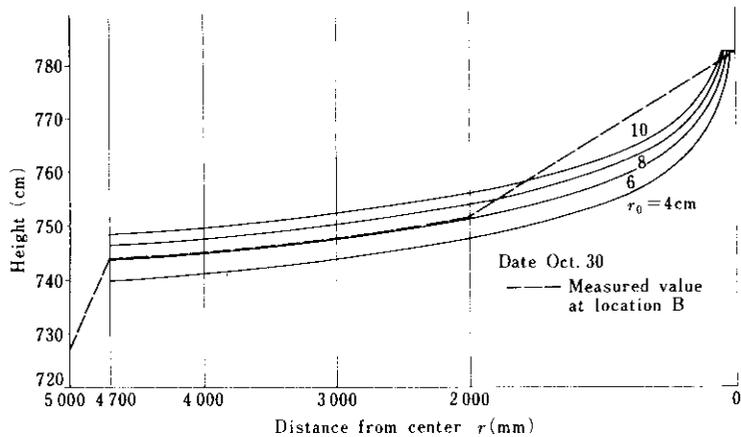


Fig. 30 Theoretical saturation line

して認めて良いと考える。本実験結果から得られた K' は 10^{-7} 程度であり、一実験からのものであるが矢板壁の水密性を検討するうえで有益な資料となりうると考えられる。

7. 終りに

当社の開発した直線形鋼矢板 KSP-FA が鋼矢板セルの実施工に何ら支障なく適用されることを本実験より確認できた。本実験より得られた成果はつぎのとおりである。

- (1) 長さ 22.5m の長尺の KSP-FA を 1 枚あたり 4.5° 回転させて、円形に閉合打設した。このような比較的過酷な施工条件下でも、 N 値 10 の細砂が存在する深度 3~6m 付近での打設時間が、出力 30kW のバイブロハンマを使用して 15~60s/m 程度と、貫入抵抗は極めて小さく、施工上問題ないことが確認できた。
- (2) 測定土圧から中詰時の土圧係数を逆算した結果 $K=0.52$ を得た。これは一般の設計に採用されている $K=0.60$ より若干小さい。また、矢板フー

ズ軸力の最大値は計算値とほぼ等しい実測値が得られたものの、その位置はやや異なり G.L.+2.0m 付近であった。

- (3) 3種の異なった振動実験の結果、セル構造体の固有振動数は 5.5Hz、減衰定数は約 6.2% であった。この結果から昭和 53 年 6 月に発生した宮城県沖地震を入力した最大応答加速度スペクトルを計算すれば本構造物の最大応答加速度は 76Gal 程度であり、河角マップによる 100 年生起の最大地震動 250Gal を適用しても最大 190Gal 程度と耐震性は比較的良好であると考えられる。

- (4) 水位観測結果より矢板壁から 30cm の部分を合成継手領域と考え、矢板壁の透水係数を求めると 10^{-7} 程度となり、矢板壁の透水量は合成継手による水頭損失 h_p の平方根に比例することがわかった。

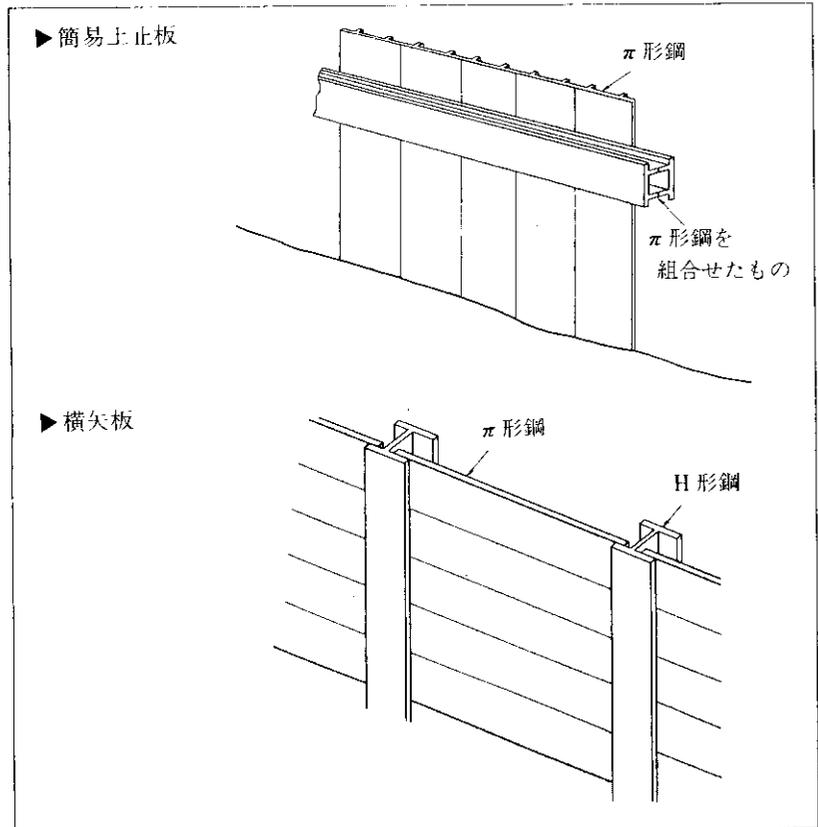
なお、水密性実験に関しては運輸省港湾技術研究所土質部基礎工研究室の門司室長、高橋主任研究員より多大の御指導をいただいた。ここに深く感謝の意を表するしだいである。

参 考 文 献

- 1) 日本港湾協会編：港湾構造物設計基準，(1968)，〔日本港湾協会〕
- 2) 久保浩一，村上守：鋼矢板壁の透水性に関する一つの考察，土と基礎，11 (1963) 2
- 3) 高橋，石田，川井，中川：鋼矢板セルの水密性について，第 14 回土質工学研究発表会，(1979) 1101

π 形鋼の用途例

山留材(簡易土止板, 横矢板)



鋼製枕木

