
直線形鋼矢板セル構造用 T 形鋼矢板の耐力

Ultimate Strength of Tee-shaped Connection Sheet Piles for Cellular Sheet Piling with Straight Web Steel Sheet Piles

原 道彦(Michihiko Hara) 川井 豊(Yutaka Kawai) 山中 栄輔(Eisuke Yamanaka)
植木 八寿彦(Yasuhiko Ueki) 中川 宏夫(Hiroo Nakagawa)

要旨：

本研究は、セル本体部と連結弧を結ぶ T 形断面異形鋼矢板 (T 矢板) の設計上不可欠な強度資料を得るため、在来型直線形鋼矢板 (継手保証強度 400tf/m) および、高継手強度直線形鋼矢板 (継手保証強度 600tf/m) を用いて、リベット接合、高力ボルト接合、溶接接合ならびにそれらを組合せた接合方法で合計 16 種類の T 矢板を製作し、セル本体方向フープテンションとアーク部方向フープテンションの 2 方向の引張力を想定した引張り試験を実施した。これらの試験結果から、必要強度に応じた構造ディテールを選べる耐力線図を得るとともに、代表的接合形式に対しては、その最終耐力算定方法を示した。さらに、高継手強度直線形鋼矢板として接合部耐力が高く、かつ軽量の新しい T 矢板を開発し、破壊試験によりその耐力を確認した。

Synopsis：

In cellular sheet piling structures, connection sheet piles, required at the interaction of walls between arc cells and circular cells, are subjected to the most severe stress and deformation conditions among structural components and so they may lead to fatal failures. For the purpose of studying ultimate strength of tee connection sheet piles, which are used for almost all types of cellular cofferdams in Japan and developing new connection sheet piles with higher strength, a series of two directional simultaneous tensile tests were conducted by using several types of about one-meter-long prototype tee connection sheet piles. For design purposes, test results obtained were illustrated as interaction curves of ultimate strength at connections concerning hoop tensions in circular cells and arc cells for every structural details, and also estimation methods for ultimate strength of typical types of connections were discussed. Additional tensile tests were also conducted on three types of tee connection sheet piles for newly developed straight web sheet piles with higher inter-lock strength than that of conventional ones.

本文は次のページから閲覧できます。

直線形鋼矢板セル構造用T形鋼矢板の耐力

Ultimate Strength of Tee-shaped Connection Sheet Piles for Cellular Sheet Piling with Straight Web Steel Sheet Piles

原 道 彦*
Michihiko Hara

川 井 豊**
Yutaka Kawai

山 中 栄 輔***
Eisuke Yamanaka

橋 本 隆 文****
Takafumi Hashimoto

植 木 八 寿 彦*****
Yasuhiko Ueki

中 川 宏 夫*****
Hiroo Nakagawa

Synopsis:

In cellular sheet piling structures, connection sheet piles, required at the interaction of walls between arc cells and circular cells, are subjected to the most severe stress and deformation conditions among structural components and so they may lead to fatal failures. For the purpose of studying ultimate strength of tee connection sheet piles, which are used for almost all types of cellular cofferdams in Japan and developing new connection sheet piles with higher strength, a series of two directional simultaneous tensile tests were conducted by using several types of about one-meter-long prototype tee connection sheet piles. For design purposes, test results obtained were illustrated as interaction curves of ultimate strength at connections concerning hoop tensions in circular cells and arc cells for every structural details, and also estimation methods for ultimate strength of typical types of connections were discussed. Additional tensile tests were also conducted on three types of tee connection sheet piles for newly developed straight web sheet piles with higher inter-lock strength than that of conventional ones.

1. 緒 言

鋼矢板セル構造物では、Fig. 1 に示すようにセル本体部と連結部を結ぶためT形断面を有する異形鋼矢板（以下T矢板と呼ぶ）が不可欠となるが、当該部は製作上・力学上最も問題となる部位である。

T矢板の製作には、従来リベット接合が用いられており、設計では本体側のリベットを引張りリベット、連結弧側のリベットをせん断または支圧リベットと考え、建築構造¹⁾あるいは鋼道路橋²⁾

の設計基準に従い強度照査を行っていた。しかし、セル径が増大した場合、矢板に働らく引張力が増大することから、リベット・ピッチが極端に小さくなるうえ、矢板の純断面の減少から所要強度が得られなくなる。また、製作の面から見た場合にも近年の熟練リベット工の減少により、リベット接合自体の品質保証も難しくなりつつあるのが現状である。

上記背景から、わが国の港湾施設の設計基準³⁾では、実大のT矢板破壊試験結果に基き、Fig. 2 に示すような溶接およびリベット接合の標準断面を規定し、強度照査上の問題を回避している。

* エンジニアリング事業部構造技術研究所次長
*** 水島製鉄所管理部条鋼管理室主任（課長）
***** エンジニアリング事業部土木技術部建材技術室主任（課長）

〔昭和57年2月24日原稿受付〕

** 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）
**** 水島製鉄所条鋼生産部中形課掛長
***** エンジニアリング事業部土木技術部建材技術室

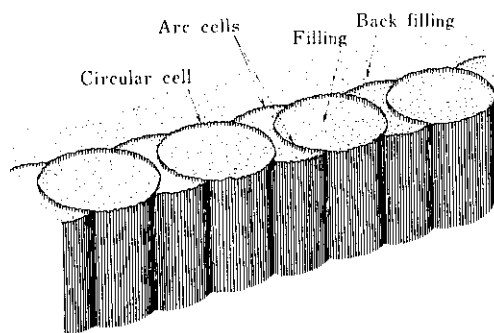


Fig. 1 Circular sheet pile cells

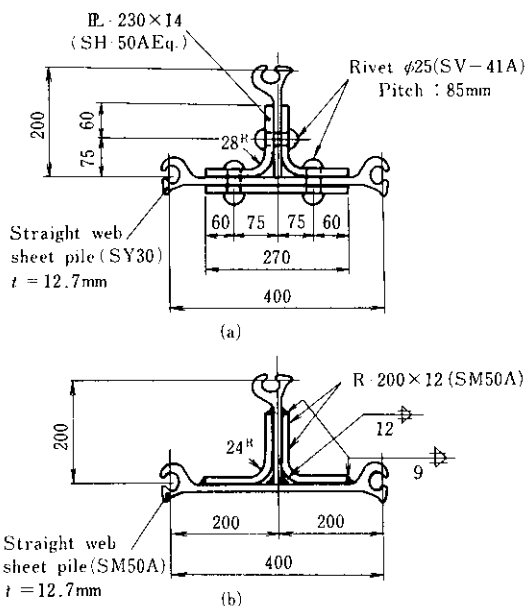


Fig. 2 Cross sections of standard tee connection sheet piles designated in the standard shown in reference No. 3

本研究は、セル構造に用いられるT矢板がセル本体方向と連結弧方向の2方向に引張力が作用することに着目し、継手保証強度400tf/mの従来型鋼矢板（ウェブ厚9.5mmのFタイプと12.5mmのFAタイプ）を用いて接合法を変えて製作した9タイプの実大T矢板の2方向同時引張り試験を行い当該接合部の強度資料を収集したものである。さらに、最近開発した高継手強度直線形鋼矢板KSP-FR保証継手強度600tf/m)についても、接合部耐力の高い接合方法を取り入れた新しいT矢板をはじめとする3タイプのT矢板に対してアーク方向引張り試験を行い、その耐力を確認した。

2. 保証継手強度400tf/m直線形鋼矢板 (KSP-F, FA)用T矢板

2.1 実験概要

2.1.1 試験体

試験体は、製作実験をかねて水島製鉄所にて全長10mのT矢板を製作し、これを長さ約1mにソー・カットしたものを用いた。

試験体の接合部の種類は、Fig.2に示した標準断面を基本とした鉚接3タイプ・溶接4タイプに加え、今後の有力な接合法と考えられる高力ボルト（支圧）接合のもの2タイプ、合計9タイプを選んだ。Fig.3には各タイプ試験体の構造詳細を示す。

また、Table 1には、試験体に用いた直線形鋼矢板KSP-F, FA, 接合部添接材、リベット、高力ボルトの素材の機械的性質、化学成分を示す。

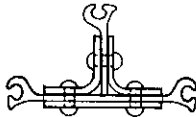
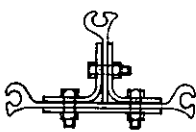
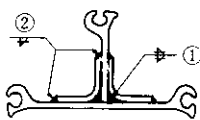
Table 1 Mechanical properties of tested materials for tee connection sheet piles with interlock tension strength of 400 tf/m at minimum

Material		Yield Strength (kgf/mm ²)	Tensile strength (kgf/mm ²)	Elongation (%)
Steel sheet pile F	SY 30	$t_w=9.5$	44	21
	SM 50 A		44	27
Steel sheet pile FA	SY 30	$t_w=12.7$	40	23
	SM 50 A		43	26
Splice plate	SS 41	$t=6$	30	31
		$t=9$	38	24
	SM 50 A	$t=12$	41	25
		$t=14$	41	25
Rivet	SV 41	$\phi 22$	29	45
		$\phi 25$	30	47
High-strength bolt	F 10 T	M22	103	18
		M25	105	17

2.1.2 実験方法

一般にT矢板の接合部には、セル本体のフープ軸力と連結弧のフープ軸力が同時に作用する。こ

Fig. 3 Tee connection sheet pile specimens

Riveted type	Sheet pile		Splice plate		Rivet			Notation
	Type ^{*)}	Steel grade	Plate thickness (mm)	Steel grade	Dia. (mm)	Steel grade	Pitch (mm)	
	F	SY 30	10(Angle) 6 (Plate) ^{**) (mm)}	SS 41	φ 22	SV 41 A	80	(a)
	F	SY 30	12	SM 50 A	φ 25	SV 41 A	85	(b)
	FA	SY 30	14	SM 50 A	φ 25	SV 41 A	85	(c)
High strength bolted type	Sheet pile		Splice plate		Bolt			Notation
	Type	Steel grade	Plate thickness (mm)	Steel grade	Dia. (mm)	Steel grade	Pitch (n _B) ^{***)} (mm)	
	F	SY 30	12	SM 50 A	M 22	F 10 T	150(6) 225(4)	(d)
	FA	SY 30	14	SM 50 A	M 24	F 10 T	150(6) 225(4)	(e)
Welded type	Sheet pile		Splice plate		Weld. condition			Notation
	Type	Steel grade	Thickness of angle (mm)	Steel grade	(Leg length of fillet weld (mm))			
	F	SY 30	/		①	9		(f)
	F	SY 30			9	SM 50 A	① ②	9 7
	FA	SY 30	12	SM 50 A	① ②	12 9		(h)
	FA	SM 50 A	12	SM 50 A	① ②	12 9		(i)
Remarks : *) Web thickness / F : 9.5mm, FA : 12.7mm **) Thickness of hot rolled angles L-100×100×t ***) n _B : Number of bolts								

のセル本体側軸力と連結弧側の軸力との比率が変化すれば、当然のことながらその変形挙動・終局耐力が異なってくることが予想される。

そこで、本実験では実施工時にセル本体の中詰終了後アーク部の中詰が行われることに鑑み、セル本体側の矢板に一定軸力を与えた状態で連結

弧側矢板に漸増軸力を負荷し、その接合部耐力と変形挙動を調べた。さらに、一定軸力の値をパラメーターとしてT矢板接合部の終局耐力に関するセル本体軸力と連結弧軸力の相関曲線(Interaction-Curve)を得ることとした。

セル本体方向と連結弧方向の2方向の同時負荷

を行うため、Fig. 4に示すように1,000tf構造物試験機と300tf油圧ジャッキ2基を登載した特別な引張りグリップからなる載荷装置を用いた。

Photo. 1には、本載荷装置を用いた実験状況を示す。

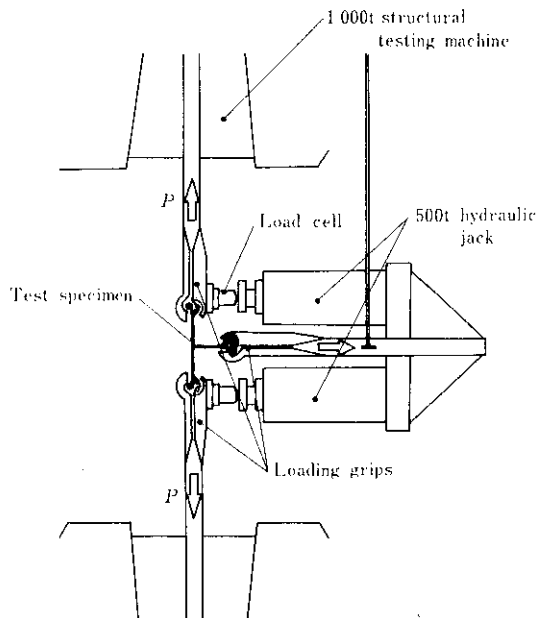


Fig. 4 Loading equipment

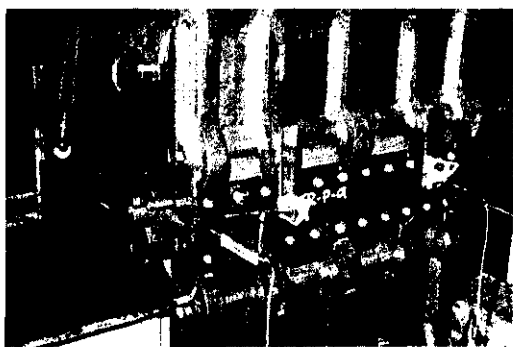


Photo. 1 Test set-up for two directional simultaneous tensile tests

2・2 実験結果の概要

2・2・1 終局耐力

セル本体側軸力 P を、あらかじめ設定した所定の荷重(原則として150tf/m, 300tf/m)に保持した

状態にて連結弧側軸力 T を漸増させ接合部を破壊せしめた。ただし、セル本体側軸力のみ作用させる場合($T=0$)には、鋼矢板の爪部離脱による破壊も可能ならしめるよう試験体となる T 矢板の上下にも1枚ずつ直線矢板を挿入し T 方向引張グリップを装着せず1,000tf構造物試験機のみにて加力しその継手強度を調べた。

破壊試験結果をFig. 5にセル本体方向軸力と連結弧側軸力の終局耐力に関する相関図として示す。

(1) リベット接合タイプ

リベット接合タイプでは、Fig. 5(a)に示すように接合部の耐力はセル本体側軸力 P にあまり依存せず、連結弧側のリベットのせん断耐力でのみ支配されている。設計においては、引張りリベットの許容応力が低いため、リベット接合タイプは問題があるよう考えられていたが、今回の実験ではセル本体側のリベットの引張り破断は全く見られず、安定した高い耐力を有することがわかった。また、港湾協会の標準断面決定の際、考慮の対象となった最大セル径比(連結弧半径/セル本体半径) $=2/3$ に対する連結弧の最低保証耐力 $400\text{tf/m} \times 2/3 = 267\text{tf/m}$ は、リベット径 $\phi 25$ を85mmピッチに配置することにより、直線形鋼矢板のウェブ厚に関係なく確保できる。さらに、Fig. 5(a)に示した $\phi 22$ のリベットを80mmピッチに配置したアングル材補強の従来型の T 矢板(a)についても、最低耐力220tf/mをもつことがわかる。

ただし、上記の耐力は、鋼矢板ならびに添接材の支圧強度がリベットの両面せん断耐力を上まわるように、材質を選ぶことが前提であり本実験に用いた断面構成のようにリベット材にSV41を用いた場合には、1グレード上の 50kgf/mm^2 級以上の鋼材を選ぶことが必要である。

(2) 溶接接合タイプ

溶接接合タイプでは、Fig. 5(b)に示すように材質・添接アングル板厚、鋼矢板のウェブ厚(ウェブの面外剛性)等によって、その耐力は非常に異なってくる。特に添接アングルによる補剛のない場合、④のように極端に低い耐力しか得られないことがわかる。

一方、接合部耐力は、リベット接合と異なりセル本体側軸力 P にかなり依存することが認められる。これは、後述するように、溶接タイプの破壊

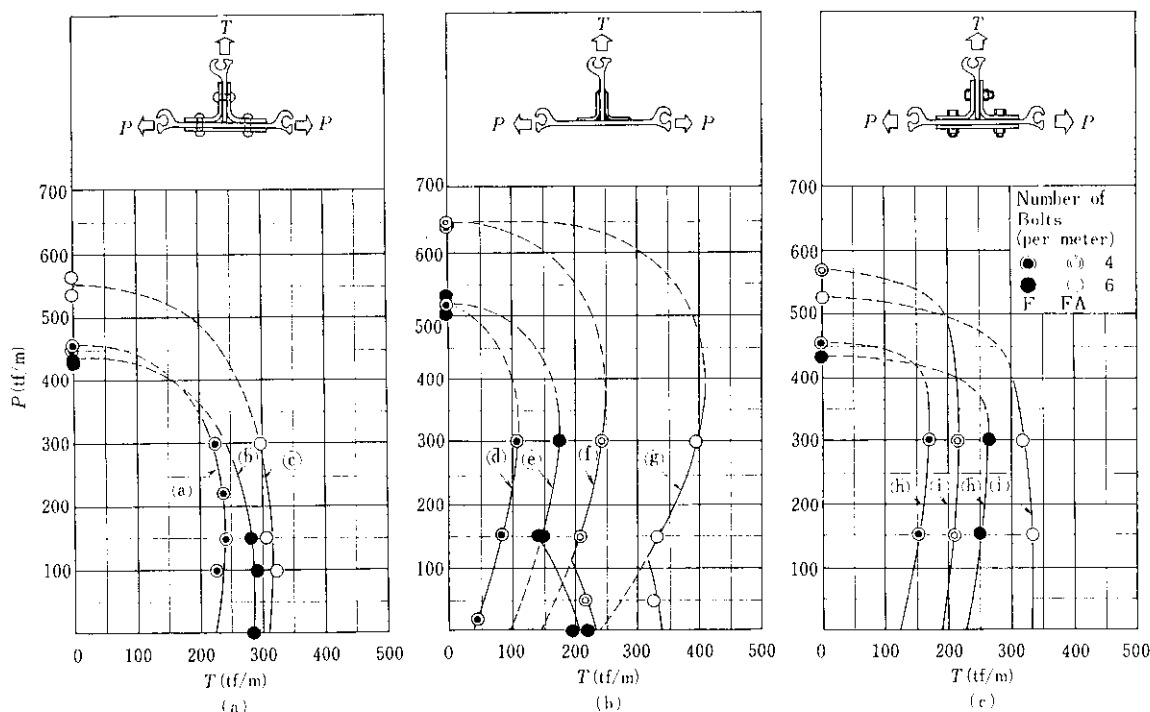


Fig. 5 Interaction curves of hoop tension in circular cell and arc cells concerning ultimate strength of tee connection sheet piles

が、セル本体側矢板の面外曲げによる溶接止端部へのひずみ集中に起因するためである。すなわち、セル本体方向軸力が増加するにつれ、本体側矢板の面外剛性は見かけ上増加する。その結果、ウェブの面外変形による溶接止端部の曲げひずみ量は減少し、連結弧方向引張りに対する耐力は増加する。しかし、本体方向引張力が、本体側矢板ウェブの降伏軸力を越えると、面外剛性の見かけ上の増加はなくなることから、この荷重付近で連結弧方向引張り耐力は極大値を示す。本体方向軸力がさらに増加すると、溶接止端部のひずみは本体方向引張り軸ひずみが面外曲げひずみに卓越し、連結弧方向引張り耐力は極端に低下することになる。

一方、添接アングルで補剛すると、本体側矢板の面外変形が拘束されるため、接合部耐力は著しく増加する。特に、本体方向軸力の小さい領域、すなわち、本体側矢板の面外変形が大きな領域では、アングルも直線状に変形し引張り斜材的な効果を示すことから、耐力の増加は顕著に現れる。

鋼矢板の材質 (SY30 と SM50A) の相違が接合部耐力に与える影響も大きく、溶接性の優れた

SM50A材を使用した⑧において、接合部端力の向上が最も顕著である。

(3) 高力ボルト (支圧) 接合タイプ

高力ボルト接合タイプにおいても、最終耐力のみが問題となる場合には支圧接合が有利であり、この場合基本的には高強度のリベット材を用いたリベット接合と考えられる。ただし、一般的な高力ボルト支圧接合の考え方は、常時荷重に対しては摩擦耐力で、地震などの非常時荷重に対しては摩擦耐力のほかにボルト軸のせん断耐力と添接板の支圧耐力に期待するものである⁴⁾。そのため、摩擦接合から支圧接合に移行するときボルトの軸径と板の孔径との差に起因するすべりが生じる。このすべり量は、構造物として許容できる限度からクリアランスの限度として決められるがこれをできるだけ小さくするため打込みボルト等特殊ボルトを使用するなどの工夫がなされている。

建築構造では不静定次数が高く継手部の微小なすべりが構造全体の力の釣り合いを乱す恐れがあるが、鋼矢板セル構造物では、構造自体大きな変形能があるうえT矢板の面外変形も比較的大きい

ものと考えられる。そのため、すべりを抑えるための特殊なボルトは使用せず、一般の高力ボルトを道路橋示方書²⁾に準拠してボルト孔径、孔のズレ等を管理して施工した試験体を用いた。

ボルト本数は、リベット材 (SV41A) に比べ高力ボルト材 (F10T) がその引張強度において、約 2.5 倍高いことを考慮して鋼矢板 F ($t_w=9.5\text{mm}$)、FA ($t_w=12.7\text{mm}$) の両者に、ついて単位長 (1m) あたり 4 本のものと 6 本のもの 2 種類とした。ボルトの締め付けは、三菱電気製レンチを用いて耐力点検法⁵⁾により行った。ただし、ここでは摩擦耐力を期待していないので接合面のブラスト処理は何も行っていない。

Fig. 5(c) に実験結果を示す。図からわかるように、ウェブ、添接材の板厚が大きく面外剛性の高い FA では、本体側の軸力 P の大きさに連結弧方向接合部耐力 $T_{\max}$ はほとんど影響を受けずボルト 4 本/m で約 210tf/m、6 本/m で約 325tf/m の接合部耐力が確保できる。一方、面外変形の大なる F 型では、本体側軸力 (P) の増加に伴ない面外剛性が高まることから、接合部耐力も上昇している。この傾向は同一ウェブ厚の F 型リベット接合 Fig. 5(a) と比較して顕著であり、むしろ溶接タイプ Fig. 5(b) に類似しているといえよう。これは、リベット接合では T 方向引張りに起因するセル本体側鋼矢板の面外曲げ変形によるリベットへの付加曲げを、リベット材の延性で充分吸収し、せん断耐力の低下が見られないのに対し、高力ボルト接合では初期に高いボルト軸力を導入しているうえ、高力ボルト材の延性ではボルトへの付加曲げに対し追従できず、溶接接合のように面外変形の大きい領域、すなわち P の小さな範囲では耐力が低下するものと考えられる。

2.2.2 破壊形式

(1) リベット接合タイプ

リベット接合の場合、前述したようにリベット径にかかわらず、すべて連結弧側リベットのせん断破壊で耐力は支配されている。Photo. 2 には破断後の T 矢板を Photo. 3 にはせん断破壊したリベットを示す。

一般に T 矢板をリベット接合にて設計する際には、本体側のリベットを引張りリベット、連結弧

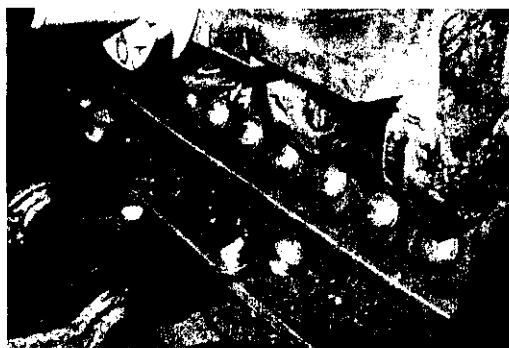


Photo. 2 Typical failure mode of riveted tee connection sheet piles subjected to two directional tension



Photo. 3 Shear failure of rivet

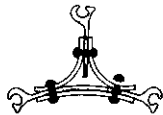
側リベットをせん断または支圧リベットと考え小さい方の強度を用いて接合部の強度照査を行っている。

Table 2 は、鋼矢板のリベット接合に適用される許容応力を一括して示したものである。これらの値を用いて T 矢板接合部を設計した場合、保証継手強度が 400tf/m の場合直線形鋼矢板の許容引張強度を 150tf/m とし、連続弧半径をセル本体径の 2/3 と仮定すると、セル本体側の引張りリベットが最小リベット間隔に打ったとしても強度不足となり許容応力度に基づく設計が成り立たない⁶⁾。

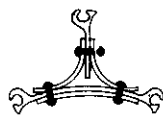
直線形鋼矢板を用いた鋼矢板セル構造の場合、JIS⁷⁾に規定された継手引張強度 400tf/m に対して安全率をとって許容引張強度が決められており、あくまで破壊に対して一定の安全率を確保していることを保証すればよいと考えられる。本実験では、この破壊に対する安全率を照査することが主目的の一つであるが、破壊に対する一般的安全照査のためには本節で述べる破壊形式のいずれが最小耐力を与えるクリティカルな破壊形式かを検討する必要がある。Fig. 6 には考えられる 4 つの破壊形式を示す。

Table 2 Allowable stress of riveted connection³⁾

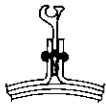
Stress category	Grade of steel plate	Grade of rivet steel	Type of rivet	Allowable stress (kgf/cm ²)
Axial tension		SV 34	Shop rivet	550
			Field rivet	490
		SV 41 A	Shop rivet	700
			Field rivet	630
Shear	SY 24	SV 34, SV 41 A	Shop	1 100
			Field	900
	SY 30	SV 41 A	Shop	1 500
			Field	1 200
	SY 40 SM 50, SM 50 Y SM 53, SMA 50	SV 41 A	Shop	1 500
			Field	1 200
Bearing	SY 24	SV 34, SV 41 A	Shop	2 400
			Field	1 900
	SY 30	SV 41 A	Shop	3 000
			Field	2 400
	SY 40 SM 50, SM 50 Y SM 53, SMA 50	SV 41 A	Shop	3 200
			Field	2 600



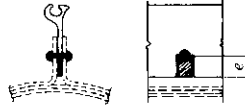
Case 1 Tension failure at rivet



Case 3 Bearing failure at rivet



Case 2 Shear failure at rivet



Case 4 Shear failure at sheet pile

Fig. 6 Typical failure mode of riveted tee connection sheet piles

いま、リベット孔の直径を d' (mm)、引張強さを σ_{UR} (kgf/mm²)、せん断強さを $\tau_{UR} = \alpha \cdot \sigma_{UR}$ (kgf/mm²)、鋼矢板のウェブ厚を t_s (mm)、引張強さ σ_{US} (kgf/mm²)、リベットの支圧強さを $\sigma_{BR} = \beta \cdot \sigma_{UR}$ (kgf/mm²)、セル本体側リベットピッチを p_1 、連結弧側リベット・ピッチを p_2 とし鋼矢板の引張強さとリベットの引張強さの比 (強度比) を $\gamma = \sigma_{US} / \sigma_{UR}$ とする。鋼矢板の単位長さ (1m) に含まれる

平均リベット本数は、本体側 $n_1 = 2 \times 1\,000 / p_1$ 連結弧側 $n_2 = 1\,000 / p_2$ となるから、引張りリベット耐力 T_T は、

$$\begin{aligned} (\text{case 1}) \quad T_T &= n_1 \times \frac{\pi d'^2}{4} \times \sigma_{UR} \\ &= 500 \times \frac{\sigma_{UR} \cdot \pi d'^2}{p_1} \quad (\text{kgf}) \end{aligned}$$

連結弧側リベットのせん断耐力 T_{SR} は 2 面せん断となるから、

$$\begin{aligned} (\text{case 2}) \quad T_{SR} &= n_2 \times 2 \times \frac{\pi d'^2}{4} \times \tau_{UR} \\ &= 500 \times \frac{\alpha \cdot \sigma_{UR} \cdot \pi d'^2}{p_2} \quad (\text{kgf}) \end{aligned}$$

連結弧側接合部リベット支圧耐力 T_B は、

$$\begin{aligned} (\text{case 3}) \quad T_B &= n_2 \times d' \cdot t_s \times \sigma_{BR} = n_2 \times d' \cdot t_s \times \beta \cdot \sigma_{UR} \\ &= \frac{1\,000 \times \beta \cdot d' \cdot t_s \cdot \sigma_{UR}}{p_2} \quad (\text{kgf}) \end{aligned}$$

また、連結弧側鋼矢板の孔縁からの母材せん断破壊耐力は、次式で与えられる。

$$\begin{aligned} (\text{case 4}) \quad T_B &= n_2 \times 2 \times e \cdot t_s \cdot \tau_{US} \\ &= \frac{2\,000 \times \alpha \cdot e \cdot t_s \cdot \sigma_{US}}{p_2} \quad (\text{kgf}) \end{aligned}$$

ここに e は Fig. 6 に示すリベット中心から縁端までの距離。

一般に、鋼材のせん断強度 τ_U は引張強度 σ_U の $1/\sqrt{3} \sim 0.5$ であるとされている²⁾。一方、リベット接合部の単純せん断試験結果⁸⁾等に見られる平均せん断強さと引張強さの比 α は、0.72~0.89 の値を示しており、20~50% 高い値となっているものもある。ここでは、一般的な α の値として $1/\sqrt{3}$ を用いることとする。支圧による破壊または破損に対しては、母材の降伏点までは何ら異状は見られないとされているうえ、一種の圧縮破壊であるため破壊に対する判定は難しい。構造用鋼材の引張り許容応力と支圧許容応力の比などを参考に β を推定すれば 4 前後の値となる。

上記仮定のもとに、接合部耐力がセル本体側軸力に依存しないものとして試験体の耐力を計算すると、破壊はすべてリベットのせん断破壊となり

試験体(a)で $T_{\max}=236\text{tf/m}$ 、(b)で $T_{\max}=293\text{tf/m}$ 、(c)で $T_{\max}=293\text{tf/m}$ となる。

一方、Fig.5(a)から、これらの継手形状の平均継手耐力は、おのおの 233tf/m 、 289tf/m 、 311tf/m と10%以下の誤差で計算値と一致する。ただし、面外剛性の最も小さなタイプ(a)での耐力の計算値からの低下が最も大きく、計算値通りの耐力を得るためには、ある程度セル本体側矢板の面外剛性を高め変形による耐力の低下を防ぐ必要があることもわかる。これは、面外変形に対する拘束が小さすぎると、連結弧側リベットに添接板の変形に起因する引張力が作用し、純せん断の条件が満足されなくなるためである。

次に、設計計算上クリティカルな許容応力を与える引張りリベットについては、本実験において引張りリベット破断が皆無であったことから、本リベットには耐力的に未だ余裕があることがわかる。これは、T矢板の引張りリベットは鋼矢板の変形に起因して引張りとせん断を同時に受けるが、リベット材の延性のため充分な変形能を示し、リベットの軸方向引張破断強度に近い耐力を示すためと考えられる。

(2) 溶接接合タイプ

Photo. 4,5 には、それぞれ溶接接合タイプの添接アングル無しおよび有りの破壊状況を示す。

溶接タイプの破壊は、添接アングルの有無にかかわらず、すべてFig.7に示すようにセル本体鋼矢板と連結弧側鋼矢板のすみ肉溶接のセル本体側止端部から発生した亀裂から生じている。当該亀裂は、セル本体側の鋼矢板の面外曲げによる曲げひずみの溶接止端部集中に起因するものである⁹⁾。この種の溶接部の破壊は、止端部近傍のひずみの集中度と溶接部の変形能と密接な関係があり¹⁰⁾、この位置での変形能さえ十分とり得るならば、理想的には連結弧側鋼矢板の引張強さ、もしくは、すみ肉溶接のせん断耐力で支配されることになる。

一般に従来の研究結果^{9)~11)}によっても当該部の曲げ変形能は、比較的小さいことが知られており、今回の実験においても添接アングルで補強したもので鋼矢板引張り降伏荷重の50%(SY30)~60%(SM 50 A)程度の荷重にて止端部亀裂を発生し破断している。もっとも、SM 50 Aを用いた港湾協会の標準断面 Fig.2(b)では、強度的には最大セル径

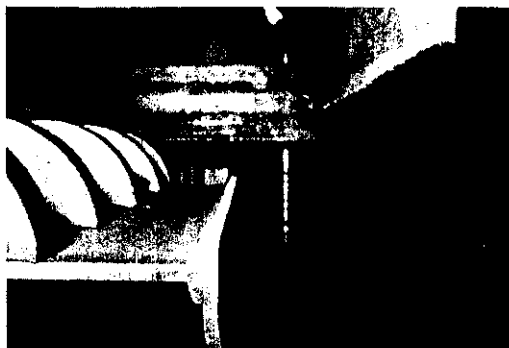


Photo. 4 Typical failure mode of welded tee connection sheet piles without splice plates



Photo. 5 Typical failure mode of welded tee connection sheet piles with splice plates

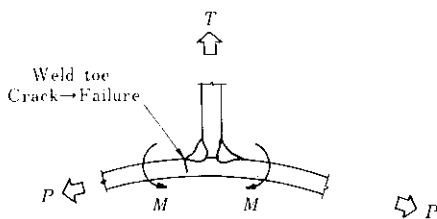


Fig. 7 Failure mode of welded tee connection sheet piles

比2/3に対する所要耐力 267tf/m を十分に満足しており、溶接性の良い(伸び性能の良い)鋼矢板を用いる限りにおいては耐力的問題はないといえる。

溶接タイプT矢板の耐力を向上させるためには上記のごとく、すみ肉止端部への曲げひずみの集中による亀裂の発生を遅延させる必要があるが、その方法として次のようなことが考えられる。

(a) 材質的には、溶接止端部の母材熱影響部の破断伸びの優れたものを用い、曲げひずみの集中によるマクロ割れの発生を防ぐ。

(b) 溶接の形状は、止端部の立上り角(θ)を小さくするとともに、アンダー・カットはもちろんのことオーバーラップ等のない滑らかな止端形状にする。

(c) 連結弧側引張り荷重に対するセル本体側鋼矢板の面外剛性を高め曲げひずみ量を少なくするため、裏当て補剛板の取り付けや、添接アングルと矢板との一体性を増した構造とする。

(3) 高力ボルト支圧接合タイプ

リベット接合の場合には、リベット自体の強度が鋼矢板の強度に比較して低いため、基準の最小ピッチで配置しても、すべてリベットのせん断破壊により接合部耐力は支配された。一方、高力ボルト支圧接合では、ボルトの強度が高いためボルトの本数が増加すると鋼矢板のボルト孔部からのせん断破壊 (Fig.6, Case 4) もしくは孔控除されて残った母材からの引張破断という破壊形式が現われる。今回の実験においても、Photo.6に示すようにウェブ厚9.5mmのFタイプ試験体のうち、



(a)



(b)

Photo. 6 Typical failure mode of high-strength bolted tee connection sheet piles (a) and shear failure of high-strength bolts (b)

セル本体側軸力を300tf/mに設定したもの(ボルト本数は4本/m、6本/mの場合とも)および150tf/mに設定したボルト本数4本/mのものについて、母材側破断(ボルト孔からのせん断破壊)がみられた。ただし、この場合も試験後のボルトは大きくせん断変形しており、本実験における材料強度の組み合わせが、Fig.6で示したCase 3とCase 4の破壊形式を分ける限界であることがわかった。

鋼矢板の母材孔部からのせん断破壊強度 T_{ss} は、リベット接合の場合と同様、

$$T_{ss} = n_B \times 2 \cdot e \times t_s \times \tau_{US} = 2 \cdot \alpha \cdot n_B \cdot e \cdot t_s \cdot \delta_{US} \quad (\text{kgf/m})$$

n_B : ボルト本数 (本/m)

となり、 $\alpha = 1/\sqrt{3}$ とおけばFタイプで $T_{ss} = 155 \text{ tf/m}$ ($n_B = 4$)、 $T_{ss} = 233 \text{ tf/m}$ ($n_B = 6$)と計算される。一方、高力ボルトの α 値も $1/\sqrt{3}$ 前後であるとされている⁴⁾が、T矢板接合部では、ボルト頭部に曲げが作用することが避けられないことなどの構造的特殊性に鑑み $\alpha = 1/2$ と仮定すると、その2面せん断強度 T_{SB} は、次ので与えられる。

$$T_{SB} = n_B \times 2 \times \frac{\pi d^2}{4} \times \tau_{UB} = \frac{\pi d^2}{4} \times n_B \times \delta_{UB} \quad (\text{kgf/m})$$

上式を用いれば、 $T_{SB} = 166 \text{ tf/m}$ ($n_B = 4$)、 $T_{SB} = 250 \text{ tf/m}$ ($n_B = 6$)となり、母材孔部のせん断破壊が支配的となることが計算上も推察できる。Fタイプ ($n_B = 4$) (h)の本体側軸力 $P = 150 \text{ tf/m}$ のケースのみでボルト破断が生じたが、本体側矢板の面外変形が大きいため、上記ボルト頭部に作用する曲げが大きく、 α が上で仮定した $1/2$ 以下になったためと考えられる。一方、FAタイプの場合、 $T_{ss} = 211 \text{ tf/m}$ ($n_B = 4$)、 $T_{ss} = 317 \text{ tf/m}$ ($n_B = 6$)に対して $T_{SB} = 202 \text{ tf/m}$ ($n_B = 4$)、 $T_{SB} = 303 \text{ tf/m}$ ($n_B = 6$)となり、すべてボルトのせん断破壊を生じることになり実験結果とも合致する。

上述のように、高力ボルトに対しては引張強さの $1/2$ 、鋼矢板に対しては引張強さの $1/\sqrt{3}$ のせん断強さを見こめば、高力ボルト支圧接合にて製作されたT矢板の接合部耐力は計算できることがわかる。そこでF8T高力ボルトおよびF10Tの高力ボルトを用いたときの公称引張り強度(最小保証強度)ベースでのボルト本数を計算するとTable 3のようになり、同表に示したリベット(SV41)接

Table 3 Required number of rivets and high-strength bolts for tee connection sheet piles (per meter)

		Minimum tensile strength (kgf/mm ²)	Estimated shear strength (kgf/mm ²)	Steel sheet pile	Required number (Per meter)	Reduction of area by drilling holes (%)
Rivet	SV 41 (φ22)	41	23.7	F(SY30)	15	34.5
High-strength bolt	F 8 T (M 22)	80	40.0	"	9	20.7
"	F 10 T (M22)	100	50.0	"	7	16.1
Rivet	TV 41 (φ25)	41	23.7	FA(SY30)	12	31.3
High-strength bolt	F 8 T (M24)	80	40.0	"	8	20.0
"	F 10 T (M24)	100	50.0	"	6	15.0

合に比べ本数の低減ならびにセル本体側の孔控除による耐力の低下対策に非常に有効であることがわかる。

3. 保証継手強度600tf/m直線形鋼矢板 (KSP-FR, FX)

3.1 実験概要

3.1.1 供試体

前述したように、セル径が大きくなると従来の400tf/mを保証した直線形鋼矢板では設計上耐力不足となることから、継手強度を600tf/m以上を保証できる直線形鋼矢板 (FR, FX) が開発された。継手強度が600tf/m以上の場合、やはりアーク部径がセル本体径の2/3以下であるとして、T矢板のアーク部方向接合部耐力は400tf/m以上が必要となる。

そこで前節で述べたT矢板の破壊形式を参考に鋼矢板ウェブと添接アングルの一体化を強固にし面外変形を拘束することにより接合部耐力の向上を期待したFig.8に示したようにリベットと溶接の併用タイプ、栓溶接タイプ、波状溶接タイプの3種類の接合ディテール試験体を製作した。鋼矢板には、保証継手強度600tf/m以上を有する高継手強度直線形鋼矢板KSP-ERを用いた。また鋼種としては、リベットと溶接の併用タイプのみSY30とSM50Aの2種を、他のタイプについては、SY30の1種類のみとした。

各タイプの主な構造的特徴を以下に列挙する。

(a) リベットと溶接の併用タイプ：リベットによ

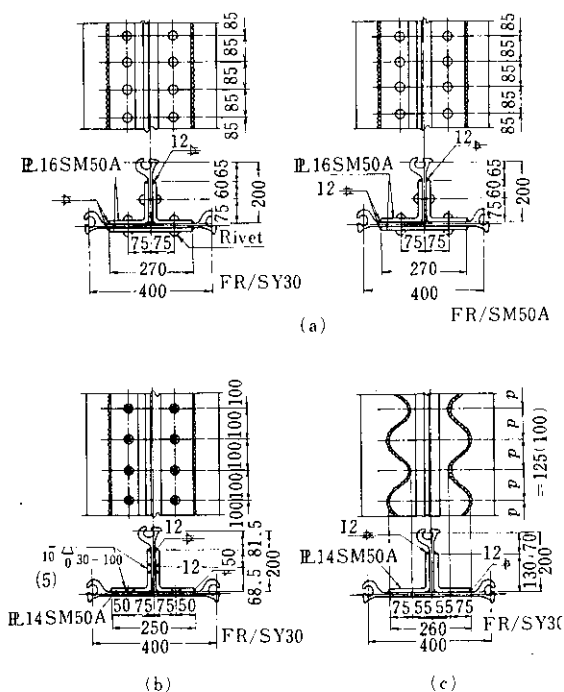


Fig. 8 Cross-sections of tee connection sheet pile specimens for straight web sheet piles with high inter-lock tension

り添接アングルと鋼矢板の一体化を図るとともに、最終的強度をアングルと鋼矢板とを溶接することにより向上させる。

(b) 栓溶接タイプ：リベットと溶接の併用タイプにおけるリベット孔控除による最終耐力の低減を避けるとともに、リベット打ちの工数を低減するため、リベットの代わりに栓溶接でおきかえ添接アングルと鋼矢板の一体化をはかったもの。

(c) 波状溶接タイプ：上記栓溶接タイプの考え方をさらに進め、縁端部を波歯状に加工した添接アングルを鋼矢板に縁端に沿って連続溶接することによりアングルとの一体化と溶接長の増加による最終耐力の向上をはかったもの。波のピッチにより溶接長が変り耐力も変化すると考えられるため波長を200mmと250mmの2種類に変えた。

試験体に用いた鋼矢板、添板、リベットの機械的性質および化学成分をTable 4に示す。

Table 4 Mechanical properties of tested materials for tee connection sheet piles with minimum interlock tension of 600 tf/m

Material		Yield strength (kgf/mm ²)	Tensile strength (kgf/mm ²)	Elongation (%)
Sheet pile FR	SY 30	37	58	23
	SM 50 A $t_w=12.7$	42.3	57.1	26
Splice Plate	SM 50 A $t = \frac{14}{16}$	42.9	55.6	25
Rivet	SV 41 $\phi 25$	28	43	34

3.1.2 実験方法

本実験では、前述の実験目的とは異なり主として、連結弧方向最小引張耐力400tf/mを確保できる高継手強度直線形鋼矢板用T矢板の開発を目的としたため、2方向同時引張り試験は行わず Fig.9

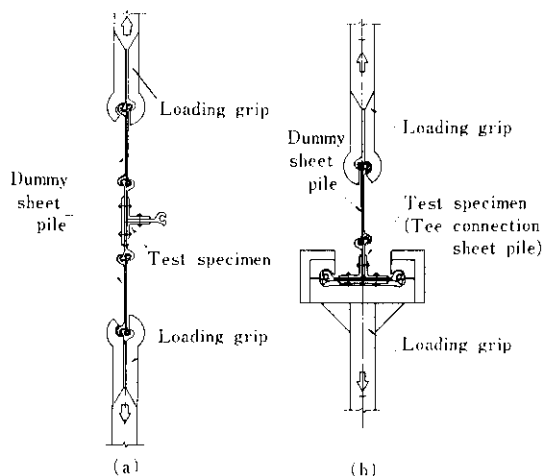


Fig. 9 Testing method for tee connection sheet pile specimen consisted of straight web steel sheet piles with high interlock tension

に示すように、連結弧方向引張りと本体方向引張りを別々の引張りグリップを用いて1方向引張り試験として実施した。なお、接合部耐力が爪部の継手強度より高い場合には爪部での離脱が可能なように、T矢板の製作に用いたものと同一ロットから成るダミー鋼矢板を挿入した。

3.2 実験結果

引張り試験結果をまとめてTable 5に示す。また、Photo. 7~9に各タイプの代表的破壊状況を示す。表からわかるように、所期の連結弧方向引張り最小耐力400tf/mは、脚長5mmの栓溶接タイプと脚長10mmの栓溶接タイプの一部を除いて十分確保できるといえる。

リベットと溶接の併用タイプにおいて、溶接性の良いはずのSM 50 A材が、それより劣るとされるSY30材より低い耐力を示している。これは試験体製作時にSY30材に対しては溶接外観形状について検査基準を設け検査を行ったが、SM50A材に対しては、その溶接性に鑑み割れの有無の検査のみを実施し、外観形状についての基準を与えなかったため前述のごとく止端部形状がSM50A材がSY30材より悪かったことに起因しているものと思われる。そのため、溶接止端部をさらに滑らかな形状とし当該部でのセル本体側鋼矢板の面外曲げに伴うひずみ集中を回避することにより、SM 50A材でもさらに高い接合部耐力を確保できると

Table 5 Tension test results of tee connection sheet piles for straight web sheet piles with high interlock tension (KSP-FR)

Connecting method		Combination of riveting and welding Fig. 8 (a)		Plug welding Fig. 8 (b)		Welding with waved edge splice Fig. 8 (c)	
Material		SY 30	SM 50 A	SY30		SY 30	
Loading direction	Arc cell direction	1	tf/m	1)	tf/m	2)	tf/m
		2	tf/m	3)	tf/m	4)	tf/m
		3	tf/m	1)	tf/m	2)	tf/m
		4	tf/m	3)	tf/m	4)	tf/m
		Av	tf/m	1)	tf/m	2)	tf/m
		664	601	409	349	503	479
Loading direction	Circular cell direction	1	tf/m	1)	tf/m	2)	tf/m
		2	tf/m	3)	tf/m	4)	tf/m
		3	tf/m	1)	tf/m	2)	tf/m
		4	tf/m	3)	tf/m	4)	tf/m
		Av	tf/m	1)	tf/m	2)	tf/m
		770	768				

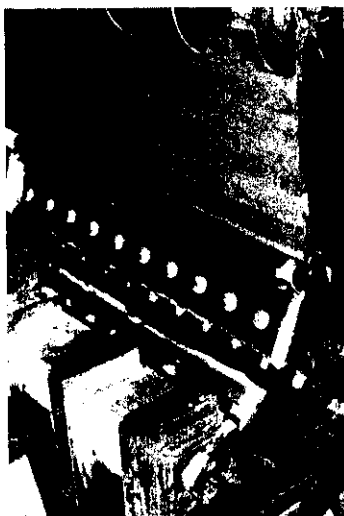


Photo. 7 Typical failure mode of tee connection sheet piles connected by a combination of riveting and welding



Photo. 9 Typical failure mode of tee connection sheet piles connected by fillet welding with wavy edged splice



Photo. 8 Typical failure mode of tee connection sheet piles connected by a combination of fillet welding and plug welding

いえよう。

また、栓溶接タイプの脚長5mm、10mmのもので耐力が低かったのは、栓溶接部の円孔直径が30mmと小さいため、健全な溶接が確保し難く、添接アングルと鋼矢板との一体化を高い荷重領域まで保持できなかったことに起因したものと考えられる。

一方、波状溶接タイプでは、所期の目的どおり波状ピッチのあらい125mm(波長250mm)でも460tf/m以上の耐力を有し、高継手直線形鋼矢板用T矢板としては最も軽量かつ高強度のものが得られることがわかる。

4. ま と め

直線形鋼矢板F型(ウェブ厚9.5mm)、FA型(ウェブ厚12.7mm)を用いて水島製鉄所にて工場製作された鉚接・溶接・高力ボルト支圧接合によるT矢板に対してセル本体側フープ軸力と連結弧側軸力が同時に作用する場合を想定した2方向同時引張り試験を実施し次のとき知見を得た。

(1) SY30, SY40(鋼矢板)とSV34, SV41A(リベット)の組み合わせによるリベット接合の場合、基準に規定される最小ピッチでリベットを配置すれば必ず連結弧側リベットのせん断破壊で支配される。この場合、継手部の耐力はリベット素材のせん断強度を引張強度の $1/\sqrt{3}$ とみなした2面せん断強度としてはほぼ計算できる。

また、リベット接合では、連結弧方向引張り耐力 T_{max} は、本体方向引張り力 P の大きさにはほとんど依存しない。

(2) 溶接接合の場合、添接アングルの有無にかか

わらず、セル本体側矢板のすみ肉溶接止端部に発生する亀裂から破壊する^{12,13)}。これは、連結弧方向引張りによる本体側鋼矢板の面外曲げに起因するもので、すみ肉溶接を完全溶込みにしてもまったく同様と考えられる。

また、このタイプの場合、鋼矢板の材質、特に伸びが最もその耐力に関与する。さらに、溶接止端部の形状も大きな因子であるのでセル本体側の止端部の形状に対して特に滑らかな形状になる様に配慮すべきである。

(3) 高力ボルト支圧接合タイプの場合、高強度のリベット材を用いたりベット接合として取扱うことができる。ただし、そのせん断強度に対する評価は引張強度の1/2と、若干リベット接合に比べ強度を低めに見積る必要がある。公称引張強度（保

証強度）ベースで試算した場合、リベット接合に比べボルト本数を低減できる。その値はF8Tで40%(F型矢板)～30%(FA)、F10Tで55%(F)～50%(FA)である。

また、セル本体側矢板の孔控除による断面欠損も10%～18%少なく経済的な設計が可能となる。

(4) 港湾協会の標準断面を決定する際に考慮されたセル本体径と連結弧径の比の最大値 2/3 に対して必要な耐力を満足する接合法には、標準断面のほかF形のリベット接合タイプ(リベットφ25、ピッチ85mm)もあげることができる。

(5) 継手保証強度 600tf/m 以上の高継手強度直線形鋼矢板用T矢板には、リベットと溶接の併用タイプ、波状溶接タイプのT矢板を用いれば、所要の強度を得ることができる。

参 考 文 献

- 1) 日本建築学会：鋼構造設計基準，(1970)
- 2) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，(1973)
- 3) 日本港湾協会：港湾の施設の技術上の基準・同解説，(1979)
- 4) 鋼材倶楽部，日本鋼構造協会：鋼構造接合資料集成—リベット接合，高力ボルト接合，(1977，3)
- 5) 菊川，村田，西村：高力ボルト摩擦接合による構造部材継手耐力の経年変化，川鉄技報，11(1978)4，127～135
- 6) 柳生：鋼矢板セルに用いるT矢板の設計，港湾，57(1980)8，55～66
- 7) JIS-A5528：鋼矢板，(1976)
- 8) 石沢，成宮，嶋，石渡：耐候性リベットの現場施工性と継手性能，橋梁と基礎，4(1970)2，28～34
- 9) 栗山，河野，豊増，横倉ほか：T形すみ肉溶接部の曲げ性能に関する研究（第1報，第2報），溶接学会全国大会講演概要，第20集，(1977)，22～25
- 10) 日本鋼構造協会技術委員会安全性分科会，材料小委員会：溶接T継手の変形能力と破壊に関する研究，JSSC，11(1975)，2
- 11) 内田：T形すみ肉溶接継手の曲げ変形能に及ぼすビード形状の影響（第1報，第2報），溶接学会全国大会講演概要，第22集(1978)，160～163
- 12) Yves Lacroix, Melvin I. Esrig, Ulrich Lascher : Design, Construction, and Performance of Cellular Cofferdams, Proc. of Soil Mech. & Found. Div., Specialty Conf. on Lateral Stresses in the Ground & Earth Retaining Structure, ASCE, (June 1970) 271～328
- 13) Edwin Paul Swatek : Cellular Cofferdam Design and Fracture, Proc. of ASCE, ww3, (Aug. 1967) 109～132