

## 直線形鋼矢板の継手強度について

## Interlock Strength of Flat-type Steel Sheet Piling

中 西 輝 行\*

Teruyuki Nakanishi

橋 本 隆 文\*\*

Takafumi Hashimoto

柴 田 克 巳\*\*\*

Katsumi Shibata

武 田 英 俊\*\*\*\*

Hidetoshi Takeda

三 浦 啓 徳\*\*\*\*\*

Hironori Miura

## Synopsis:

Experimental and theoretical studies have been carried out on the interlock strength of flat-type sheet piling. Factors such as dimensions of interlocking part, mechanical properties of the steel and coefficient of friction have been examined to clarify their effect on the interlock strength. Also, sheet piling with interlock strength expected over 700 t/m and ease of driving has been designed by lowering axial load distribution to finger.

## 1. 緒 言

直線形鋼矢板を使用したセル式構造物は、我が国では昭和29年に塩釜港の1万t岸壁工事に初めて採用され、その後新しい工法の開発<sup>1)</sup>を契機に数多く築造されている。当社でもウェブ厚9.5mmのKSP-Fの生産を昭和52年より開始し、すでに数多くの施工実績を有するに到っているが、最近工事の大型化、あるいは腐食を考慮した設計等からウェブ厚12.7mmのいわゆるFAタイプの要求が増えつつある。

セル式構造物は直線形鋼矢板を円形、あるいは円弧状に打設閉合し、その中に良質土を投入し背面からの土圧や水圧に抵抗させるようにしており、使用される直線形鋼矢板はウェブに平行な大きな引張力を受けるわけで、鋼材の特性を高度に利用

した構造物といえる。

したがって直線形鋼矢板の性能上、継手の引張強度は最も重要な特性で、鋼材の引張強度を十二分に生かすためには継手の離脱がウェブ破断より早期に生じないような継手形状に設計されるべきである。このことはウェブの厚いFAタイプではより真剣に配慮されなければならない。本報では直線形鋼矢板FAタイプの開発にあたり、理論計算にもとづく解析、および、継手引張試験による調査を行い、継手強度を高めるための、最適形状を決定し、所期の目的を達することができたのでその概要を報告する。

## 2. 直線形鋼矢板に要求される特性

直線形鋼矢板には以下の特性が要求される。

(1) 継手強度が高いこと

\* 水島製鉄所条鋼圧延部条鋼技術室課長  
 \*\*\* 水島製鉄所企画部設計室主査(課長待遇)  
 \*\*\*\*\* 水島製鉄所条鋼圧延部条鋼技術室  
 (昭和54年10月16日原稿受付)

\*\* 水島製鉄所管理部条鋼管理課  
 \*\*\*\* 水島製鉄所企画部設計室掛長

- (2) 施工性がよいこと  
 (3) 止水性がよいこと

止水性については、鋼矢板継手同志が高い引張力を受けて強固に接触した状態で使用されることから、継手形状による影響はさほど大きくない。また施工性は、継手嵌合時の最大回転角が大きいほど優れていると言われており、最大回転角の大きさは継手形状に左右される。さらに直線形鋼矢板ではセル強度の信頼性を高めるうえで、安定した高度な継手強度を保証することが必要である。ところが継手嵌合時の最大回転角と継手強度とは定性的に Fig. 1 のような関係となり、継手強度の増加

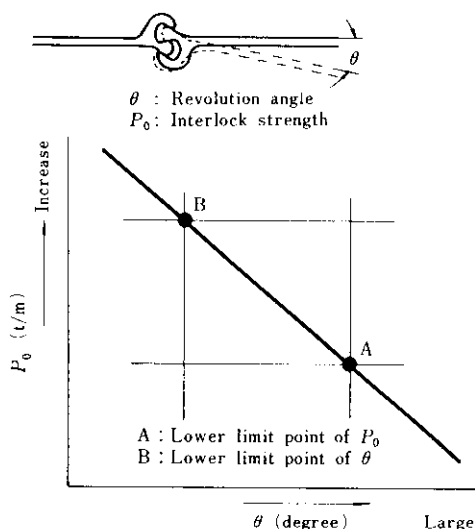


Fig. 1 Relation between  $\theta$  and  $P_0$

に伴い最大回転角が減少する傾向にある。それゆえ望ましい直線形鋼矢板とは施工性に優れ、かつ継手強度も十分高いという相反する要求を満たしたものでなければならない。

FA タイプの開発に際し重量増加を最少にして、しかも最大回転角を損わずに継手強度を高くする継手形状の究明に主眼をおいた。

### 3. 継手部の負荷時の挙動解析

#### 3.1 有限要素法による弾性計算

##### 3.1.1 計算方法

直線形鋼矢板 FA タイプの望ましい継手形状を

求めるため、まず直線形鋼矢板 F タイプの継手を嵌合させ、引張力を受けた状態で継手各部の応力度、変形量を有限要素法 (F.E.M.) により弾性計算を行った。なお、継手嵌合時の各接触点は負荷後も移動しないものと仮定した。

#### 3.1.2 応力分布

##### (1) 各要素の主応力

直線形鋼矢板の継手を構成する各要素の主応力を Fig. 2 に、継手嵌合時の各接触点、および主爪、副爪の最大応力発生点での主応力値を Table 1 に示す。主爪、副爪の最大引張応力はともに最小厚断面の内側で発生しており、各爪ともこの部分が最弱といえる。また継手嵌合時の各接触点はいずれも圧縮応力であるが、主爪と主爪の接触点 (要素 No. 473, 539) の方が、主爪と副爪の接触点 (要素 No. 452, 534) にくらべて圧縮応力が高くなっている。

##### (2) ウェブ軸方向応力分布

主爪と副爪の最小厚断面でのウェブ軸方向応力分布を Fig. 3 に示す。主爪、副爪とも最大応力は  $30 \text{ kg/mm}^2$  とほぼ等しいが、主爪断面 (a-b 断面) では全体にわたって引張り状態であり、曲げ応力よりウェブ軸方向の引張応力が優位である。これに反し副爪最小厚断面 (c-d 断面) では、内側が引張応力、外側が圧縮応力となっており、ウェブ方向軸力による引張応力よりは曲げ応力の方が優位である。

#### 3.1.3 ウェブ方向軸力分担率

主爪、副爪が分担するウェブ方向軸力は Fig. 3 で求めたウェブ方向応力分布の積分により得られる。副爪に関しては (1) 式、主爪に関しては (2) 式、またウェブ軸力との平衡関係より (3) 式が成立する。

副爪のウェブ方向軸力

$$P_1 = \int_d^c \sigma_{11}(y) \cdot dy \quad \dots\dots\dots (1)$$

主爪のウェブ方向軸力

$$P_2 = \int_b^a \sigma_{12}(y) \cdot dy \quad \dots\dots\dots (2)$$

ウェブ方向軸力

$$P = P_1 + P_2 \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここに、 $\sigma_{11}(y)$ : 副爪最小厚断面におけるウェブ方向応力

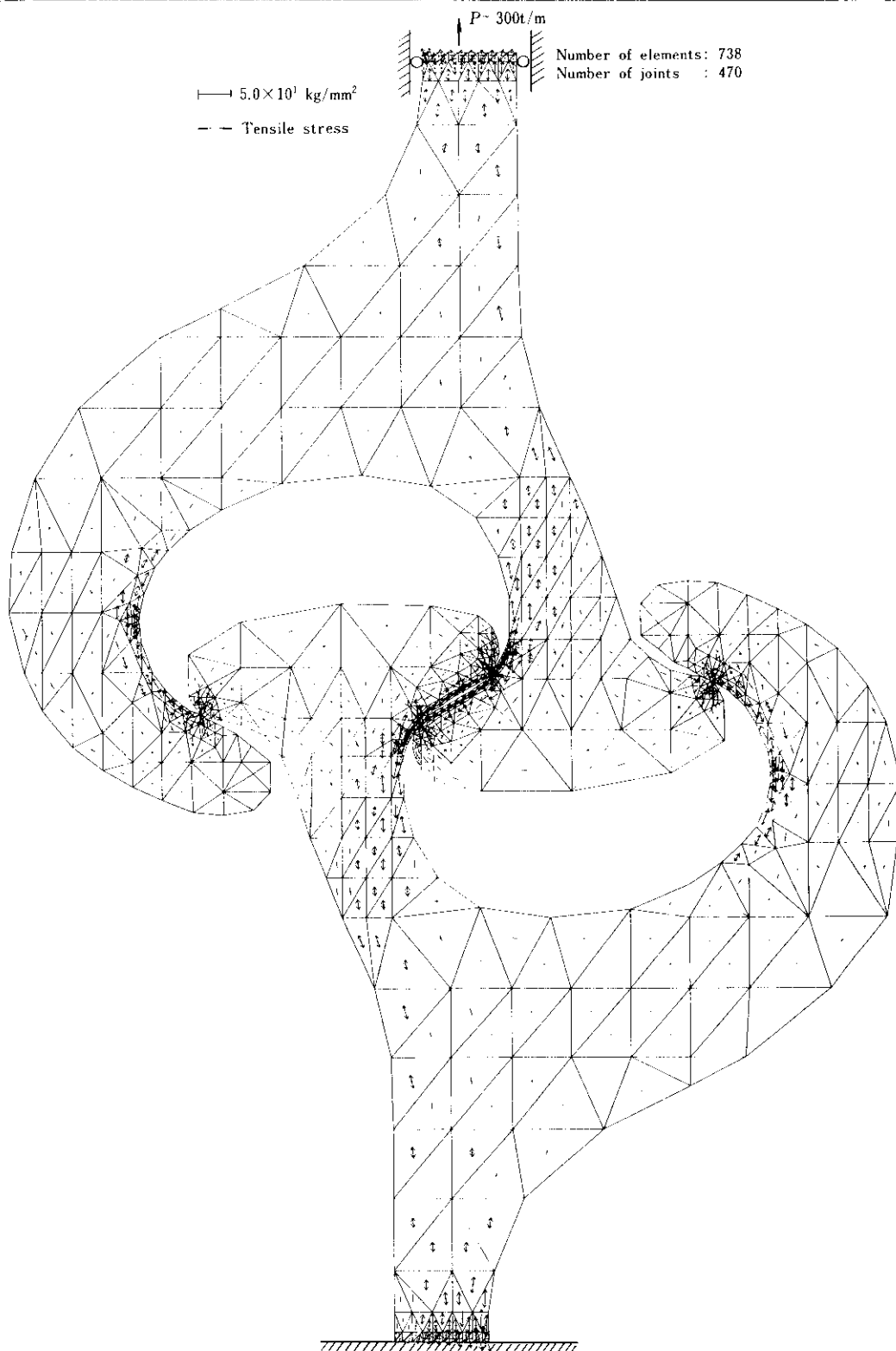
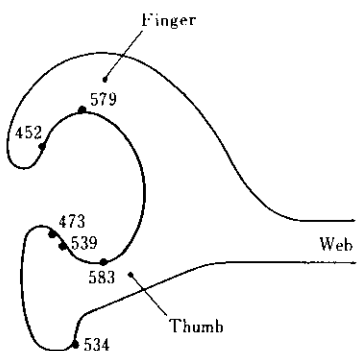


Fig. 2 View of element division and distribution of main stress of F-type sheet piling calculated by F.E.M.

Table 1 Main stress of each position in interlocks of F-type sheet piling calculated by F.E.M.

|        | Number of elements | Main stress<br>(kg/mm <sup>2</sup> ) | Schematic view of interlocks                                                       |
|--------|--------------------|--------------------------------------|------------------------------------------------------------------------------------|
| Finger | 452                | - 21.1                               |  |
|        | 579                | + 27.2                               |                                                                                    |
| Thumb  | 473                | - 24.6                               |                                                                                    |
|        | 534                | - 23.2                               |                                                                                    |
|        | 539                | - 26.5                               |                                                                                    |
|        | 583                | + 28.1                               |                                                                                    |

452, 534: Point where thumb contacts finger

473, 539: Point where thumb contacts thumb

579 : Inside of critical section of finger

583 : Inside of critical section of thumb

Note (1) Axial force is 150t/m

(2) Minus sign of main stress shows compression stress

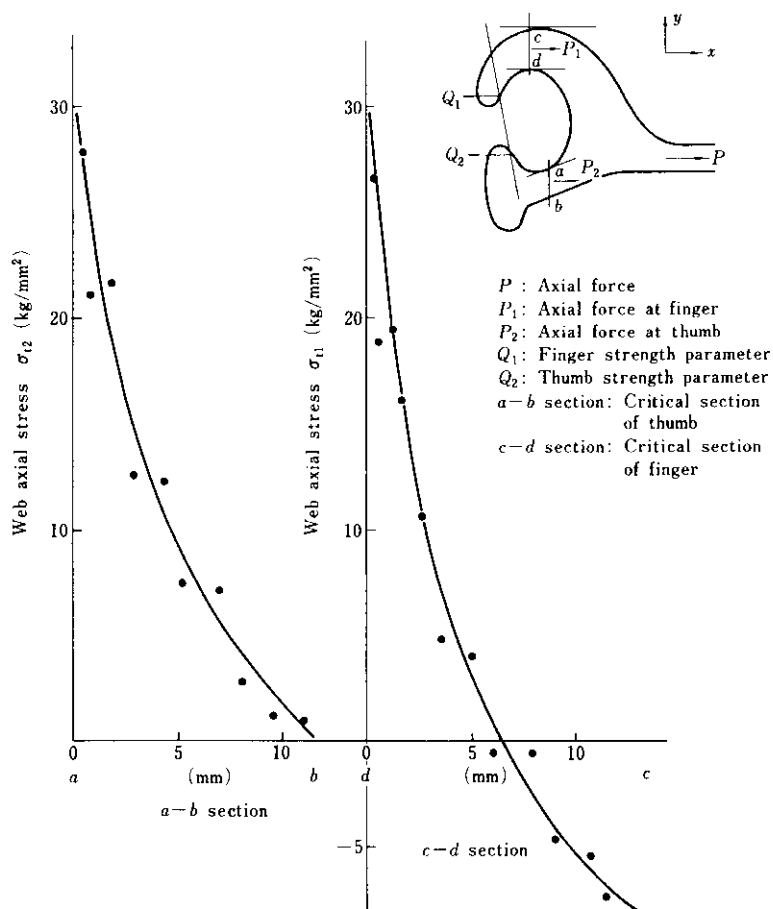


Fig. 3 Distribution of web axial stress at critical sections of F-type sheet piling when axial force is 150t/m

$\sigma_{t2}(y)$ : 主爪最小厚断面における  
ウェブ方向応力

ウェブ方向軸力 150 t/m 負荷時の計算結果では  $P_1 = 37.5 \text{ t/m}$ 、 $P_2 = 112.5 \text{ t/m}$  となる。したがって副爪はウェブ方向軸力の 1/4 を分担し、主爪は 3/4 を分担している。

### 3・2 継手引張試験

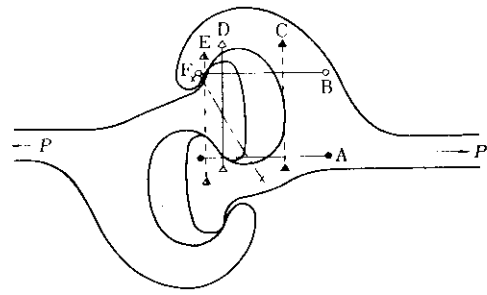
#### 3・2・1 試験目的

ウェブ方向軸力を受けた時の継手各部の変形挙動を圧延のままの F タイプを用いて測定した。また前節の F.E.M. による解析結果と継手引張試験結果との比較を行い、計算の信頼性を確かめた。

#### 3・2・2 試験方法

継手引張試験は日本工業規格(JIS A 5528-1967)に規定されている方法にもとづき行った。

負荷時の継手の変形量を Fig. 4 に示す各位置について測定した。なお、引張試験機は 30 t アムス



A: Web axis direction on thumb  
B: Web axis direction on finger  
C: Transverse direction at the root of thumb and finger  
D, E, F: Transverse direction between thumb and finger

Fig. 4 Measured positions of deformation at interlocks of F-type sheet piling

ラー試験機、測定器具はコンタクトタイプストレインゲージ(標点間距離 40 mm)、供試材は F タイプアズロール材(幅 50 × 長さ 300 mm)を使用した。

#### 3・2・3 試験結果

試験結果を Fig. 5 に示す。これらから継手各部

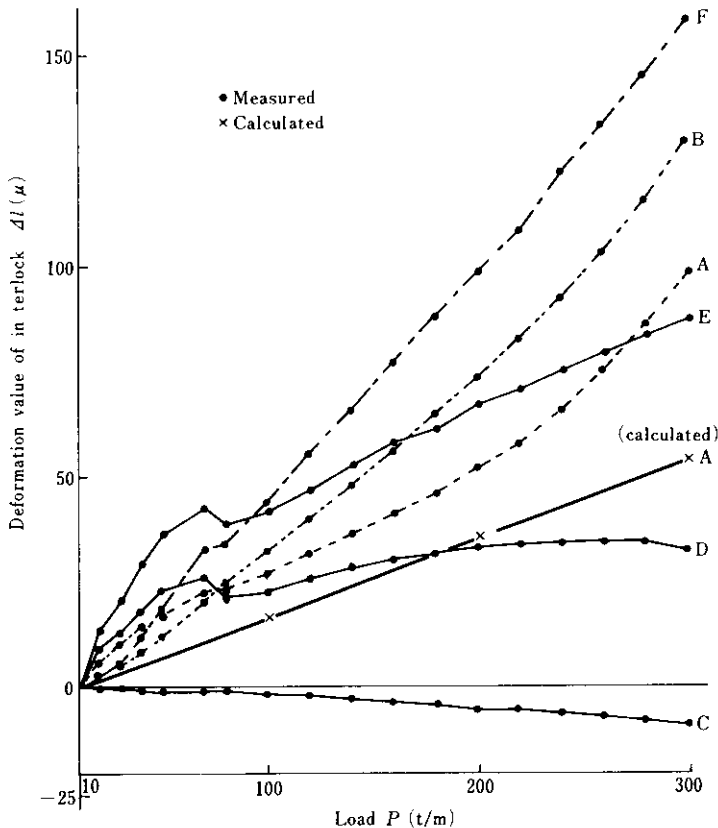


Fig. 5 Deformation values measured at each position shown in Fig. 4 and calculated at position A

の変形挙動は次のように要約できる。

- (1) 主爪(測定点 A, D) ではウェブ方向の伸びが支配的であり、曲げによるウェブ直角方向への伸びはわずかである。
- (2) 副爪(測定点 B, D, E, F) では爪を開くような曲げ変形が最も大きく、これに伴いウェブ方向、および直角方向への変形も大きい。この曲げ変形は最小厚断面の位置を起点にしている。したがって D 点のウェブ直角方向の変形量はわずかである。
- (3) 主爪、副爪の付根(測定点 C) は主爪の伸び、および副爪の曲げ変形による圧縮歪の影響を受ける位置で、負荷の増加に伴いウェブ直角方向の圧縮変形量がわずかながら増加する。
- (4) 各爪の接触点 D, E および F では 0~80t/m の負荷範囲で 80t/m 以上の負荷範囲に比較して変形量が大きくなっている。これは負荷開始直後に嵌合が安定する方向に各接触点で滑りを生ずることにより変形量が増加したためである。

なおそれ以後の負荷範囲では接触点の移動は止まり、各部の変形は母材の弾性変形によるもののみとなる。特に副爪が外側に曲がることをあらわす測定点 B, E, F での伸び変形量が大きく、したがって副爪の開き変形が継手の離脱を左右していることがわかる。すなわち副爪の変形量を小さくするためにウェブ方向軸力分担を減少させ、副爪に働く曲げモーメントを低下させるような形状が継手強度の向上に連がるものと考えられる。

### 3.3 弾性計算との比較

F.E.M. による弾性計算、および圧延のまま材の引張試験各々における単位荷重あたりの継手各部の変形量を最大負荷 300t/m まで比較すると Fig. 6 ようになる。

F.E.M. による値と実測値とは単位荷重あたりの変形比が  $d l_m / d l_e = \pm 1.0$  であれば一致するので、測定点 A, B, C が比較的近似度がよく、主爪、副爪に作用するウェブ軸力による変位は F.E.M. によ

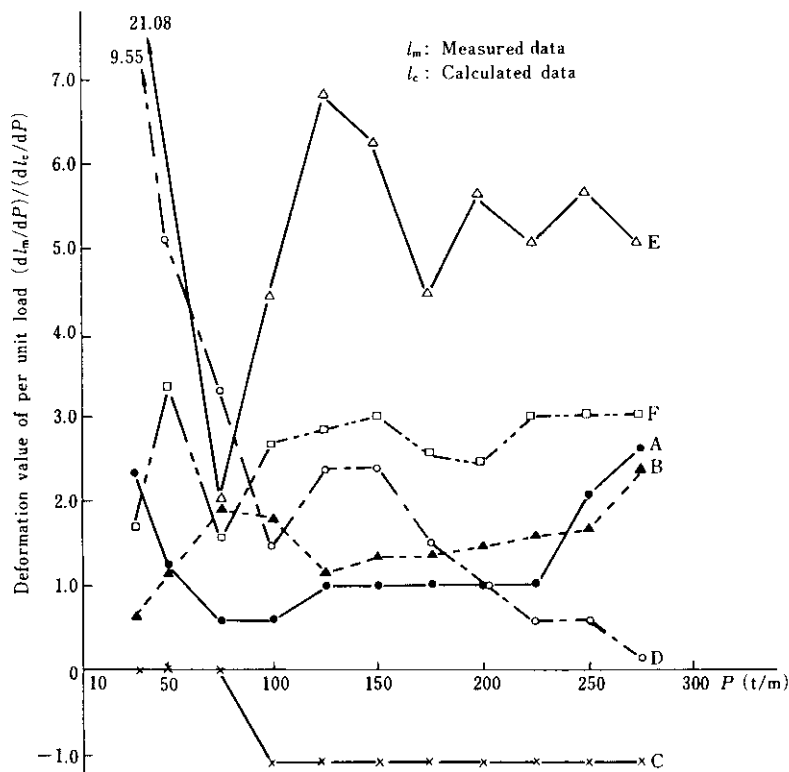


Fig. 6 Comparison of calculated data with measured data on deformation value of interlock at each position shown in Fig. 4

る結果が使用可能であることがわかる。

## 4. 継手強度の解析

### 4.1 継手強度係数

継手強度におよぼす形状の影響については主爪、副爪の最弱断面がともに全塑性状態に達した時継手離脱が生ずると仮定したBower<sup>2~4)</sup>らの報告例がみられる。Bowerらの解析例では主爪、副爪のウェブ方向軸力分担割合を無視し、継手強度は主爪、副爪各最弱断面を独立に全塑性域に達せしめるウェブ方向軸力の和として求められており、継手強度実績値にくらべ常に大きな継手強度を示している。これに反し本解析では副爪の曲げ変形により離脱が左右されると仮定し、副爪最弱断面を全塑性域に達しめる副爪のウェブ方向軸力を、主爪、副爪のウェブ方向軸力分担割合を考慮することによって一層の精度向上を図った。継手離脱強度を容易に推定するため Fig. 7 に示す継手嵌合時の諸元で決定される係数として継手強度係数を求めた。以下の解析で用いる主な記号は次のとおりである。

- $a, a_0$ : 主爪-主爪接触点 A から 主爪-副爪 接触点 B までの垂直距離
- $b, b_0$ : 主爪-主爪 接触点 A から 主爪最小厚断面中心までの垂直距離
- $c, c_0$ : 主爪-副爪 接触点 B, または C から主爪最小厚断面中心までの垂直距離
- $y, y_0$ : 主爪-副爪 接触点 B, または C から副爪最小厚断面中心までの垂直距離
- $d, d_0$ : 主爪-副爪 接触点 B, または C から副爪最小厚断面中心までの水平距離
- $\delta, \delta_0$ : 副爪最小厚断面中心から主爪最小厚断面中心までの水平距離
- $h$ : 負荷開始前のかみあい対象ウェブ板厚中心位置のずれ量
- $i, i_0$ : 主爪-主爪 接触点 A から主爪最小厚断面までの水平距離
- $e, e_0$ : 主爪-主爪 接触点 A から 主爪-副爪接触点 B, または C までの水平距離
- $\alpha, \alpha_0$ : 副爪内側 B または C 点におけるウェブ軸とのなす角度
- $f, f_0$ : 副爪最小厚断面での厚さ ( $f \doteq f_0$ )
- $g$ : 主爪-主爪接触点 A を通るウェブ軸力作用

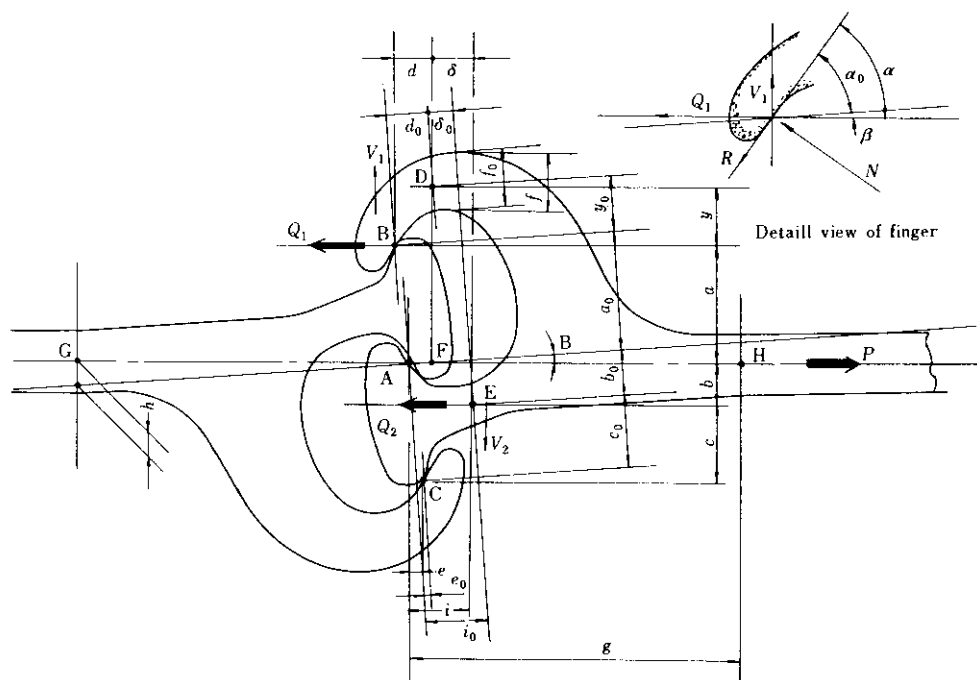


Fig. 7 Schematic view of geometrical properties of interlocks

- 線上の任意の点 G または H までの水平距離  
 $\beta$  : 負荷開始後嵌合が安定するために  $h$  にみあった回転角度  
 $\mu$  : 摩擦係数  
 $P$  : ウェブ方向軸力  
 $Q_1$  : 主爪-副爪接触点に作用するウェブ方向軸力  
 $Q_2$  : 主爪に作用するウェブ方向軸力  
 $V$  : 剪断力  
 $V_1$  : 主爪-副爪接触点 B または C に作用する剪断力  
 $V_2$  : 主爪に作用する剪断力  
 $R$  : 副爪接線力  
 $N$  : 副爪接線に作用する垂直力

ここに、

$a_0, b_0, c_0, \dots$  : 負荷開始前の継手嵌合状態での寸法諸元

$a, b, c, \dots$  : 負荷開始後、角度  $\beta$  だけ回転した状態での寸法諸元

負荷開始前の継手嵌合状態から  $P$  が作用し、継手嵌合状態が  $\beta$  だけ回転し、ウェブ板厚中心が直線状になった時の各寸法諸元の関係は (4) ~ (11) 式となる。

$$a = (a_0 - e_0 \cdot \tan \beta) \cdot \cos \beta \quad \dots\dots\dots (4)$$

$$b = (b_0 - i_0 \cdot \tan \beta) \cdot \cos \beta \quad \dots\dots\dots (5)$$

$$c = a - b \quad \dots\dots\dots (6)$$

$$d = (d_0 - y_0 \cdot \tan \beta) \cdot \cos \beta \quad \dots\dots\dots (7)$$

$$y = (y_0 + d_0 \cdot \tan \beta) \cdot \cos \beta \quad \dots\dots\dots (8)$$

$$\delta = \{ \delta_0 + (a_0 + b_0 + y_0) \cdot \tan \beta \} \cdot \cos \beta \quad (9)$$

$$\beta = \tan^{-1} \left( \frac{h}{g} \right) \quad \dots\dots\dots (10)$$

$$\alpha = \alpha_0 + \beta \quad \dots\dots\dots (11)$$

ウェブ軸方向、直角方向、および Fig. 7 の F 点まわりのモーメントの平衡関係から、

$$P = Q_1 + Q_2 \quad \dots\dots\dots (12)$$

$$V_1 = V_2 \quad \dots\dots\dots (13)$$

$$V_1 \cdot d - Q_1 \cdot a + V_2 \cdot \delta + Q_2 \cdot b = 0 \quad \dots\dots (14)$$

主爪、副爪接触点 B での平衡関係から、

$$Q_1 = N \cdot \sin \alpha + R \cdot \cos \alpha \quad \dots\dots\dots (15)$$

$$R = \mu \cdot N \quad \dots\dots\dots (16)$$

$$V_1 = N \cdot \cos \alpha - R \cdot \sin \alpha \quad \dots\dots\dots (17)$$

(15), (16) 式より (17) 式を変形し (18) 式を得る。

$$V_1 = Q_1 \cdot \epsilon \quad \dots\dots\dots (18)$$

ただし、 $\epsilon = 1 - \mu \cdot \tan \alpha / \mu + \tan \alpha$  である。

(6), (12), (13), (14), (18) 式より  $Q_1, Q_2$  は次式で求まる。

$$Q_1 = \frac{a - c}{(2a - c) - \epsilon(d + \delta)} \cdot P \quad \dots\dots\dots (19)$$

$$Q_2 = \frac{a - \epsilon(d + \delta)}{(2a - c) - \epsilon(d + \delta)} \cdot P \quad \dots\dots\dots (20)$$

副爪最弱断面に作用する曲げモーメント  $M$  は剪断力、軸力から (21) 式となる。さらに副爪を完全弾塑性体とみなし、副爪最弱断面に剪断力、軸力、曲げモーメントが同時に作用すると仮定し、梁の全塑性状態 (22) ~ (25) 式を適用する。この全塑性状態に対応する  $P_0$  が継手離脱強度である。

$$M = Q_1 \cdot y + V_1 \cdot d = Q_1 (y + \epsilon \cdot d) \quad \dots\dots (21)$$

$$\left( \frac{Q}{Q_p} \right)^2 + \left( \frac{V}{V_p} \right)^2 + \left( \frac{M}{M_p} \right) = 1 \quad \dots\dots\dots (22)$$

$$Q_p = t \cdot f_0 \cdot Y \quad \dots\dots\dots (23)$$

$$V_p = t \cdot f_0 \cdot Y / \sqrt{3} \quad \dots\dots\dots (24)$$

$$M_p = t \cdot f_0^2 \cdot Y / 4 \quad \dots\dots\dots (25)$$

ここに、 $t$  : 梁幅

$Y$  : 降伏応力

$Q_p$  : 全断面塑性時の軸力

$V_p$  : 全断面塑性時の剪断力

$M_p$  : 全断面塑性時の曲げモーメント

(22) 式に (18), (19), (21) 式を代入して副爪に作用するウェブ方向軸力  $Q_1$  について解を求める。

$$Q_1 = \left[ \frac{-2(y + \epsilon \cdot d) + \sqrt{4(y + \epsilon \cdot d)^2 + (1 + 3\epsilon^2)f^2}}{(1 + 3\epsilon^2)} \right] \times t \cdot Y \quad \dots\dots\dots (26)$$

したがって (19), (26) 式より  $Q_1$  を消去すると継手離脱強度  $P_0$  は (27) 式で得られる。

$$P_0 = \frac{P}{t} = \left[ \frac{\{ (2a - c) - \epsilon(d + \delta) \}}{(a - c)} \times \frac{-2(y + \epsilon \cdot d) + \sqrt{4(y + \epsilon \cdot d)^2 + (1 + 3\epsilon^2)f^2}}{(1 + 3\epsilon^2)} \right] \times Y = K \cdot Y \quad \dots\dots\dots (27)$$

(27) 式は  $P_0$  が母材の降伏応力と継手嵌合時の寸法諸元で決定されることを意味し、降伏応力以外の項目を継手強度係数 ( $K$ ) と定義した。 $K$  と  $P_0$  との関係は  $K$  が増大すると  $P_0$  は増大するが、主爪-副爪接触点に作用するウェブ方向軸力  $Q_1$  は減少する。



なお(19)式からFタイプ標準寸法での $Q_1$ を計算すると $Q_1 = 0.25P$ となり、前節(3・1・3)の結果と一致し、(19)式の妥当性が確認された。

#### 4・2 K値と継手強度との関係

同一規格(SY 30)のFタイプ圧延のまま材の継手引張試験の中から離脱により継手離脱強度 $P_{0m}$ が決定したもののみに限定し、 $K$ 値に含まれる寸法諸元をFig. 7にしたがって測定し、(27)式に代入し $K$ を計算した。

この $K$ と $P_{0m}$ との関係をFig. 8に示す。また同図にはBowerらの式から計算した $K$ との関係も併記した。

$K$ と $P_{0m}$ 両者の間には高い正相関関係がみられ、継手形状と寸法から計算可能な $K$ を用いて継手強度 $P_0$ を評価することは可能といえる。

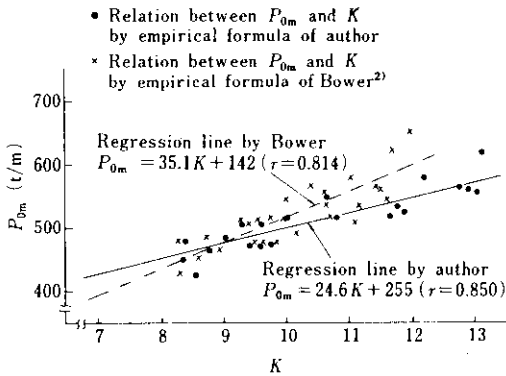


Fig. 8 Relation between coefficient of pull-out strength  $K$  and pull-out strength  $P_{0m}$  for rolled F-type sheet piling (Specification: SY 30)

#### 4・3 継手部各因子が強度におよぼす影響

直線形鋼矢板Fタイプの標準寸法を基本に(27)式を構成する継手部に関する各因子についてそれぞれを単独に変化させた時の $K$ への影響度を計算した。これをFig. 9に示す。

Fig. 9から $f_0$ が大きい程 $K$ は増大することがわかる。しかし $f_0$ の増加は重量の増加となるので注意が必要である。

継手嵌合状態での各垂直方向寸法因子 $c_0, a_0, y_0, h$ の効果は顕著で、 $c_0, h$ は大きくなるほど、 $a_0,$

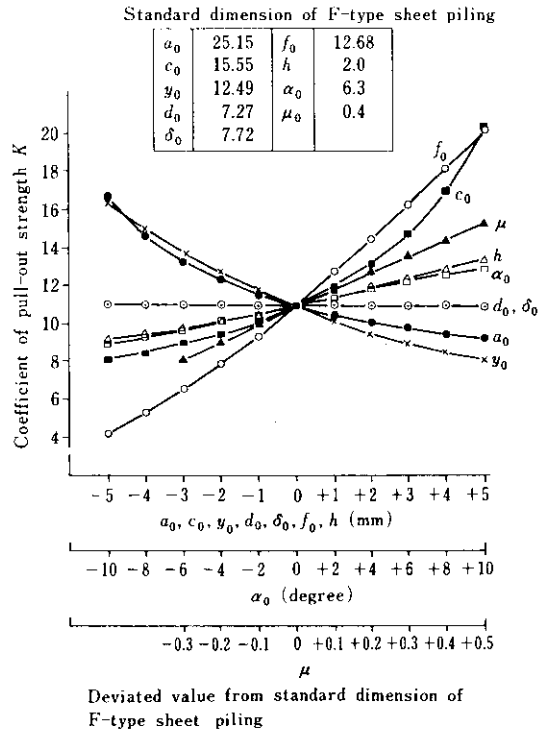


Fig. 9 Effect of interlocks parameter on pull-out strength

$y_0$ は小さくなるほど $K$ が大きくなる。このことは $c_0, a_0, y_0, h$ を有効に変化させることにより副爪が分担する $Q_1$ が低下し、 $K$ の増大が図れることを意味している。さらに副爪形状の影響として $\alpha_0$ は $h$ とはほぼ同じ効果が期待できる。なお主爪、副爪接触点BまたはCに作用する軸力、剪断力、曲げモーメントを小さくするために $\mu$ を大きくする方が有利である。

### 5. FAタイプの継手形状の設計

#### 5・1 継手各部寸法の影響

##### 5・1・1 計算による推定

##### (1) 計算方法

前節で述べたように $P_0$ を大きくするためには $K$ を大きくする必要がある。しかしあたにFAタイプの継手形状を設計する場合、前章の継手嵌合時の寸法諸元では継手各部の荷重点を基準線にしているため、ただちに形状を設計することはできない。そのため継手部の各寸法を変化させた継

手形状を5/1倍尺で作図し、逆にFig. 7の表示に変換し、(27)式から $K$ を計算した。この際あわせて最大回転角も測定した。継手形状変更の内容をTable 2に示す。さらに各々のケースに応じた $K$ をFig. 8で求めた回帰式に代入して $P_0$ を推定した。

## (2) 計算結果

各部寸法( $q_0, j_0, k_0, m_0, n_0, f_0, \alpha_0, h$ )の継手離脱強度 $P_0$ 、および最大回転角 $\theta$ への影響をFig. 10に示す。さらに最大回転角を損わず継手離脱強度の向上がみられる寸法 $n_0, q_0$ に特に着目し、継手離脱強度 $P_0$ 、最大回転角 $\theta$ との関係を探めるとFig. 11のようになった。これらFig. 10, 11の両結果より $\theta$ を低下させることなく $P_0$ を大きくするような寸法として $n_0, m_0, q_0$ の効果が大きいことがわかる。ケースNo. 5の $n_0$ は小さくなるほど $P_0, \theta$ ともに増加する。ケースNo. 4の $m_0$ は $\theta$ への影響は少なく、大きくなるほど $P_0$ は増加する。 $q_0$ の変更をTable 2のケースNo. 1に相当する $j_0, k_0$ を固定し、主爪断面厚中心位置を上下方向のみに移動させて行った場合、 $q_0$ が小さくなるほど $P_0$ の増加は著しいが $\theta$ が大きく減少し好ましい結果は得られない。しかし $k_0$ 、および主爪断面厚中心位置を固定し、 $j_0$ が変化するように $q_0$ を変更したケースNo. 2, 3の場合は $\theta$ への影響は小さく、 $P_0$ を大幅に増加させることができる。特にケースNo. 3の $m_0, n_0$ で $j_0$ を変更した場合の $P_0$ の増加

は著しい。したがって $\theta$ を損わず、 $P_0$ を大きくするような継手形状を設計する場合には、以下の寸法変更が有利である。

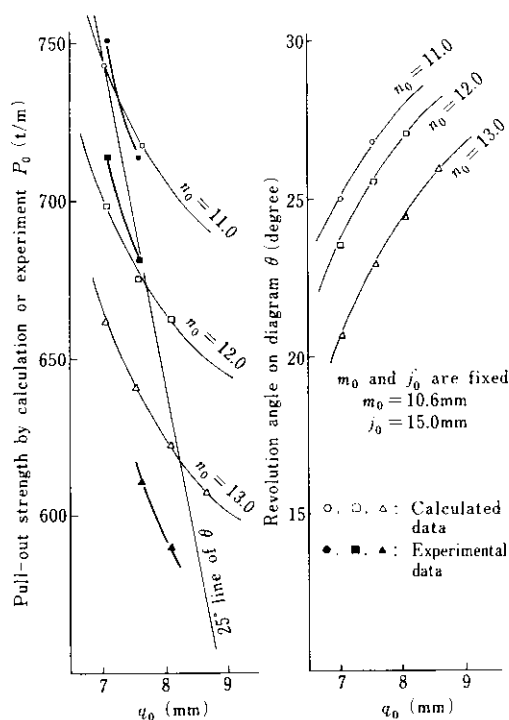


Fig. 11 Comparison between experimental and calculated data of pull-out strength and revolution angle with the change of  $n_0$  and  $q_0$  (by case 10)

Table 2 Details for change of geometical properties of interlock

| Case | Dimension for design of interlock shape |                   |                               | Dimension to be changed shown in Fig. 7 |
|------|-----------------------------------------|-------------------|-------------------------------|-----------------------------------------|
| No.  | Main factor                             | Dependent factor  | Fixed factor                  |                                         |
| 1    | $q_0$                                   | —                 | All factors except $q_0$      | $a_0, c_0, y_0, d_0, \delta_0$          |
| 2    | $q_0$                                   | $j_0, r_0, \xi_0$ | $k_0, m_0, n_0$               | $a_0, c_0, y_0, d_0$                    |
| 3    | $q_0$                                   | $j_0, m_0, n_0$   | $k_0, r_0, \xi_0$             | $a_0, c_0, y_0, d_0$                    |
| 4    | $m_0$                                   | $r_0$             | All factors except $r_0$      | $a_0, c_0, y_0, d_0, \delta_0$          |
| 5    | $n_0$                                   | $\xi_0$           | All factors except $\xi_0$    | $a_0, c_0, y_0, d_0, \delta_0$          |
| 6    | $k_0$                                   | $n_0$             | All factors except $n_0$      | $a_0, c_0, y_0, d_0, \delta_0$          |
| 7    | $f_0$                                   | —                 | All factors except $f_0$      | $f_0$                                   |
| 8    | $\alpha_0$                              | —                 | All factors except $\alpha_0$ | $\alpha_0$                              |
| 9    | $h$                                     | —                 | All factors except $h$        | $h, \beta$                              |
| 10   | $q_0, j_0, m_0, n_0$                    | —                 | —                             | $a_0, c_0, y_0, d_0, \delta_0$          |

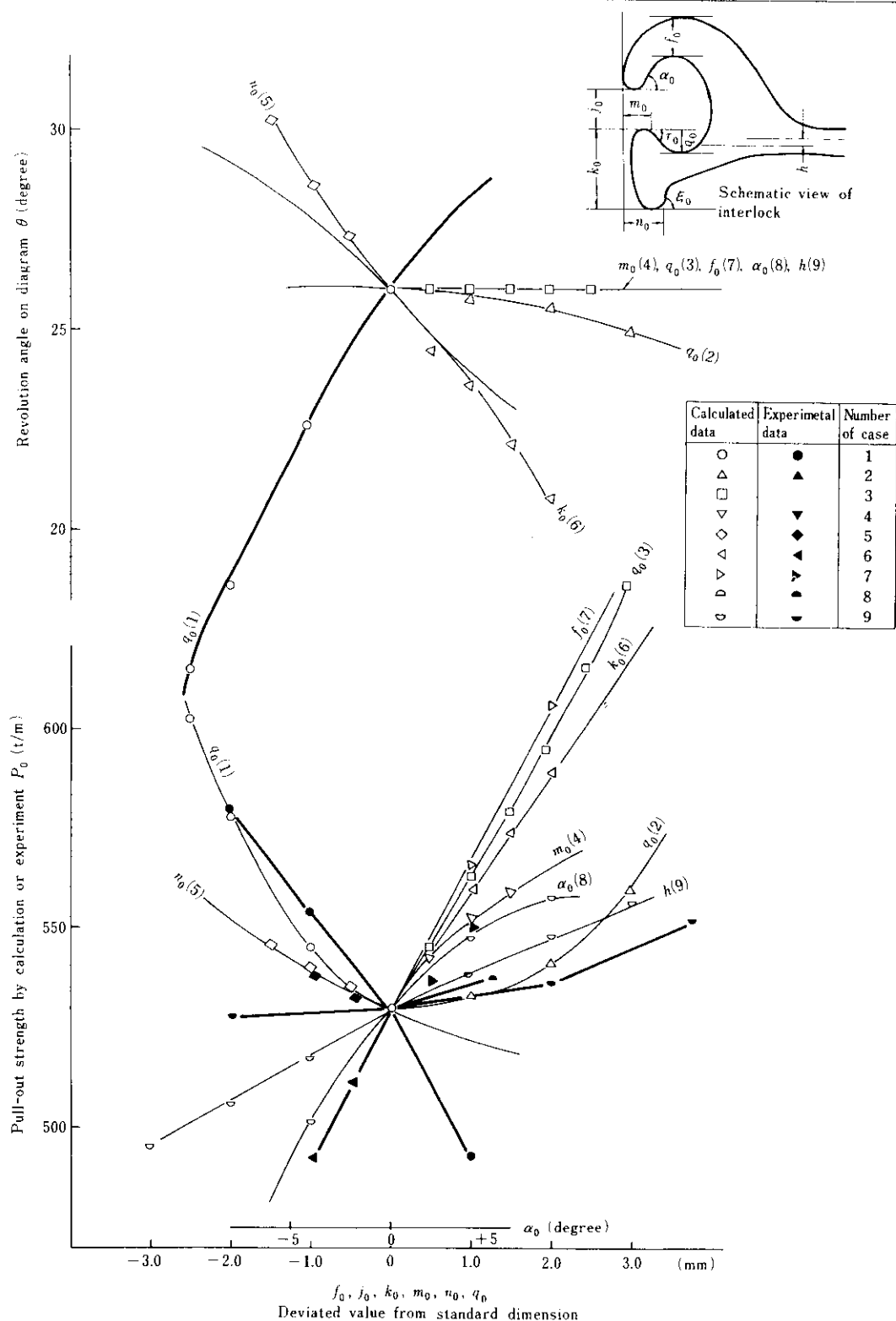


Fig. 10 Comparison between experimental and calculated data of pull-out strength and revolution angle with the change of  $f_0$ ,  $j_0$ ,  $k_0$ ,  $m_0$ ,  $n_0$  and  $q_0$

- (a)  $n_0$  を小さくする
- (b)  $m_0$  を大きくする
- (c)  $k_0$  を固定し  $m_0, n_0$  を変化させることで  $q_0$  を小さくする

### 5.1.2 継手引張試験による確認

#### (1) 試験方法

前項の計算結果の確認を行うため Table 2 の各ケースの継手形状を機械加工により製作（以下モデルと記す）し、継手引張試験を行った。供試材の化学成分、機械的性質を Table 3 に示す。モデルを加工する機械の能力から試験片幅 18.0mm、試験片長さ 220mm とした。またモデルのウェブ厚さは継手形状、寸法の影響を明らかにするため、ウェブ破断が生じないようにすべて 13.0mm とした。なおモデル機械加工精度は 1/100～2/100mm に入っている。

#### (2) 試験結果

モデル継手引張試験結果を Fig. 10, 11 に併記した。モデル継手引張試験結果は継手形状係数  $K$  から計算した継手強度  $P_0$  に比較して、母材強度、および主爪-主爪接触部、または主爪-副爪接触部の摩擦係数が異なるため一致はみられないが、F タイプ標準継手形状のうち主爪、あるいは副爪部の形状を変更することにより  $P_0$  を大きくする

ことが可能である。なお  $\theta$  は作図による結果とモデルによる結果に差がないため、あえて示さなかった。

## 6. 材質特性の影響

### 6.1 試験方法

$P_0$  を大きくするには (27) 式に含まれる  $K$  以外の項目  $Y$  を大きくするとよい。そこで  $P_0$  に与える  $Y$  の影響を明らかにするため直線形鋼欠板の商用鋼である SY 30 と  $Y$  を大きくするために溶製した高張力鋼 (A 鋼) とを比較調査した。供試材の化学成分、機械的性質を Table 4 に示す。

### 6.2 試験結果

SY 30, A 鋼の母材引張試験および継手引張試験の荷重-変位曲線を Fig. 12 に示す。継手引張強度は母材の降伏荷重の影響が大きく、降伏荷重から最高荷重までの荷重増加は両者で差がなく、しかもその比率もわずかであり弾性領域の強度でおおむね決定される。SY 30 と A 鋼の降伏応力比  $Y_A / Y_{SY30} = 48.6 / 39.4 = 1.23$  に対し、継手引張強度比  $P_{0A} / P_{0SY30} = 30.5 / 24.5 = 1.24$  と両者の近似度がよく降伏応力増加から継手強度向上幅を推

Table 3 Chemical composition and mechanical properties of specimens by machinery processing

| Specification | Thickness (mm) | Heat treatment | Chemical composition |      |      |       |       | Mechanical properties (tensile test) |      |     |
|---------------|----------------|----------------|----------------------|------|------|-------|-------|--------------------------------------|------|-----|
|               |                |                | C                    | Si   | Mn   | P     | S     | Y.P.                                 | T.S. | El. |
| SM 50A        | 22.0           | Normalizing    | 0.16                 | 0.32 | 1.35 | 0.017 | 0.008 | 34.5                                 | 53.5 | 30  |

Y.P.: Yield stress (kg/mm<sup>2</sup>)

T.S.: Tensile strength (kg/mm<sup>2</sup>)

El.: Elongation (%)

Table 4 Chemical composition and mechanical properties

| Steel | Chemical composition (wt.%) |      |      |       |       |      |      |       | Mechanical properties (tensile test) |      |     |
|-------|-----------------------------|------|------|-------|-------|------|------|-------|--------------------------------------|------|-----|
|       | C                           | Si   | Mn   | P     | S     | Cu   | Cr   | V     | Y.P.                                 | T.S. | El. |
| SY 30 | 0.31                        | 0.07 | 0.81 | 0.024 | 0.021 | 0.29 |      |       | 39.4                                 | 56.7 | 24  |
| A     | 0.15                        | 0.22 | 1.00 | 0.025 | 0.018 | 0.31 | 0.52 | 0.032 | 48.6                                 | 61.2 | 20  |

Y.P.: Yield stress (kg/mm<sup>2</sup>)

T.S.: Tensile strength (kg/mm<sup>2</sup>)

El.: Elongation (%)

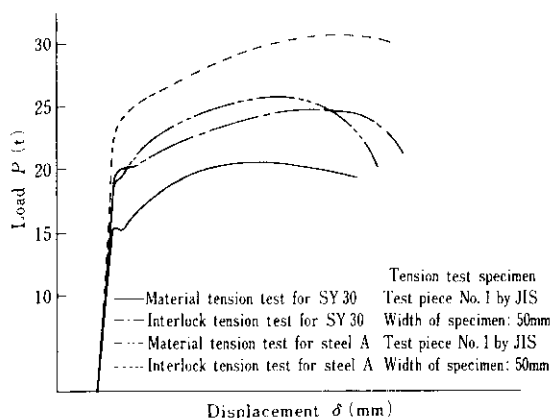


Fig. 12 Load-displacement curve to investigate the change of interlock strength by steel materials shown in Table 4

定することができる。

## 7. 結 言

直線形鋼矢板の  $\theta$  を損わず、 $P_0$  を大きくするための継手形状を究明するために理論的解析、および継手引張試験を行った結果以下の結論をえた。

(1) 主爪、副爪に作用するウェブ方向軸力の分担割合について継手嵌合時爪接触点で結合すると仮定して F.E.M. により弾性計算した結果と圧延のまま材の継手引張試験結果とはよく一致する。た

だし実験では負荷開始直後は接触点に滑りを生じるので両者に誤差がある。

(2) 主爪、副爪に作用する最大応力の位置は各爪とも最小厚断面の内側である。

(3) 主爪、副爪の最小厚断面の応力状態は主爪がウェブ方向軸力による引張応力が曲げ応力よりも優位であるのに対し、副爪では開口に結びつく曲げ応力が引張応力よりも優位である。

(4) 継手の変形では副爪の曲げ変形量が最も大きい。

(5) 副爪の曲げ変形で継手離脱強度が左右されると仮定して求めた  $K$  は継手形状と継手嵌合時の爪接触点の  $\mu$  により決定され、継手離脱強度との間に高度の正の相関がある。

(6)  $Q_1$  を小さくすることで  $K$  は大きくなる。

(7)  $\theta$  の低下と重量増加を最小におさえ、 $P_0$  を大きくするための継手形状は  $m_0$ ,  $h$  を大きく、逆に  $q_0$ ,  $n_0$  を小さくするとよい。

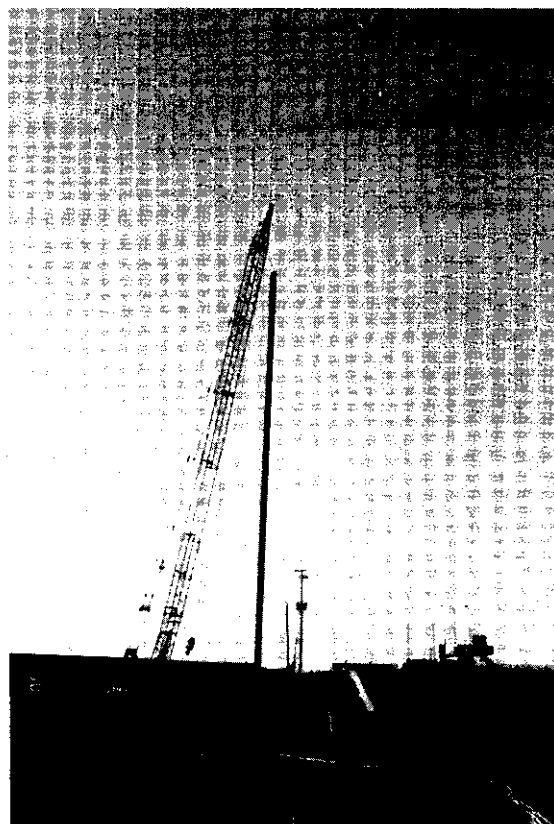
(8) 同一継手形状においても母材強度、および継手嵌合時の爪接触点の摩擦係数を大きくすることにより  $P_0$  を大きくすることができる。

当社では以上の結果をもとに継手強度 700t/m が狙える。直線形鋼矢板 FA タイプの開発を完了した。今後圧延精度向上、製品品質の向上で安定した継手強度を示す直線形鋼矢板の製造につとめていきたい。

## 参 考 文 献

- 1) 石綿: 港湾 (1976) 8, (日本港湾協会)
- 2) John. E. Bower: Proc. of ASCE, 99, No. SM10 (1973) Oct., 765
- 3) G. Neal: Journal of Applied Mechanics, (1961) Jun., 269
- 4) Desi. D. Vasarhelyi: Proc. of ASCE, Journal of The Structural Division, (1967) Aug., 227

長尺鋼矢板 KSP 5L ( $l=33.5\text{ m}$ )の施工



明治新田樋門改修工事(熊本県)

長さ 33.5 m の鋼矢板を陸上で打込んだ例はこれが全国で初めてである。