

# 上部開放断面を有する長大ケーソンのねじれ特性

清宮 理\*・山田昌郎\*\*

長大な港湾・海洋構造物について、ねじれ特性の検討が不可欠となっている。本研究では、鋼・コンクリート合成部材およびプレストレストコンクリート部材を用いた長大ケーソンの模型6体を対象として、ねじれ特性を検討した。模型は上部開放断面を有するため、St. Venantねじりと反りねじりを考慮して解析し、静的ねじり載荷実験の結果と比較した。解析は模型のねじり耐力と破壊性状を概ね予測可能であった。

**Key Words**: torsion, long caisson, hybrid member, pc structure, loading test

## 1. まえがき

海洋開発の進展と共に構造物の規模が大型化してきている。沈埋トンネルの函体、防波堤のケーソンなど、全長100mにも達する長大なコンクリート製ケーソンが、ドライドックや造船所で製作でき、かつ作業機械の大型化により建設場所での大規模な工事が容易になってきている。

防波堤用の大型ケーソンを従来の鉄筋コンクリート(以下RC)で製作すると重量と隔室数が膨大となる。そこでRC部材より強度と靱性に優れた鋼・コンクリート合成部材(以下ハイブリッド部材)やプレストレストコンクリート(以下PC)部材を適用して、隔室数を減らすことが必要となる。Fig.1に長大な防波堤ケーソンの概要を示す。

この長大ケーソンの構造に関して、製作方法、曳航中の動揺対策、沈設方法、設置後の地盤の不等沈下対策などが検討すべき技術的課題となっている。これらの中で特に、曳航中の動揺および地盤の不等沈下、不陸によるケーソンのねじりの検討が不可欠となる。土木構造物、特に海洋構造物では、ねじりが支配的な構造物は今までほとんど無く、かつ、ねじりを生じないように構造様式や部材寸法を設定してきた。ねじりの検討は不要であったが、ケーソンの大型化、長大化に伴いねじりの問題が顕在化してきたのである。

しかしねじりに関する従来の研究は、小規模なはり部材を対象としたものが大半である。大規模構造物として橋梁の上部工や船舶など閉断面の鋼製の構造物では、一部ねじりの検討がなされているが、上部が開放されている開断面のコンクリート製ケーソンがねじりに対してど

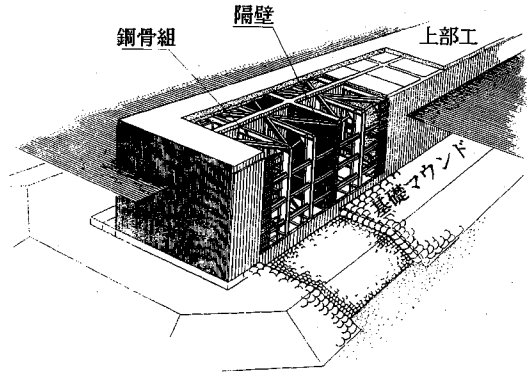


Fig.1 Long caisson breakwater

のような耐力を有するのか、これまでほとんど検討されてきていない。

そこで今回、ねじりを受ける長大ケーソンの耐力を、理論的かつ実験的に調べた。すなわちハイブリッド部材とPC部材により製作した長大ケーソン模型試験体のねじり耐力について、St. Venantねじり(循環ねじり)と反りねじりを考慮して解析を行い、同時にこれらの試験体についてねじり載荷実験を行い、解析結果がどの程度実際の現象を説明できるのか、模型実験の結果との比較を行った。

## 2. 解 析

### (1) 支配方程式と境界条件

解析の流れをFig.2に示す。解析方法は混合ねじり理論<sup>1)</sup>を基礎とする。混合ねじり理論とは、St. Venantねじりと反りねじりの両者を考慮するものである。

反りねじりはコンクリート工学の分野ではこれまでほとんど考慮されていない。「反り」という言葉が面外変形を連想させて誤解を招きがちであるが、実際の反りねじりは、「ねじりに伴う軸方向変位が拘束される結果軸

\* 正会員 工博 運輸省港湾技術研究所 構造強度研究室長  
(〒239 横須賀市長瀬 3-1-1)

\*\* 正会員 工修 運輸省港湾技術研究所 構造強度研究室

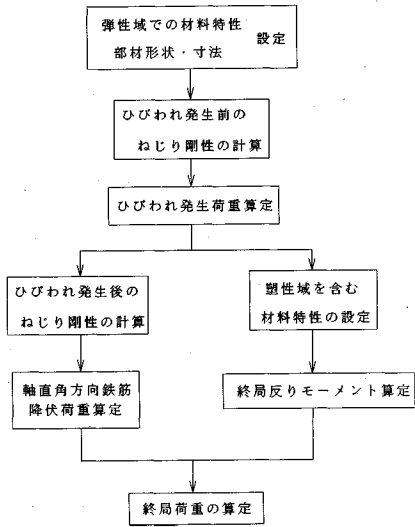


Fig.2 Flow chart for the analysis

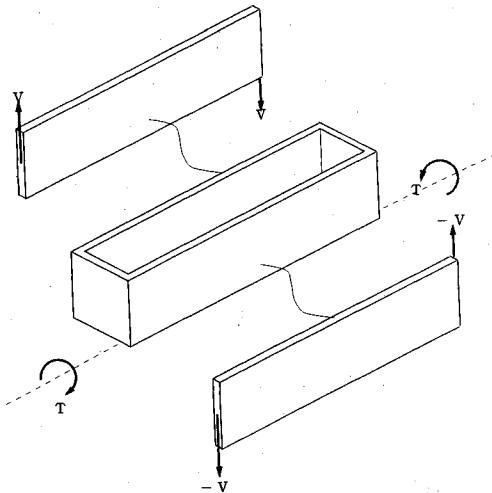


Fig.3 Warping torsion

方向応力が生じ、それと釣り合うように生じるせん断応力が形成する内力ねじりモーメント」である。

いま Fig.3 のように上部開放断面棒部材のねじり中心まわりに、外力ねじりモーメントが作用しているとすると、2枚の側壁はそれぞれその中心のまわりにねじり変形を生じる (St. Venant ねじり) とともに、両端に鉛直強制変位を受けて、せん断載荷時のはり部材と同様なせん断力を生じる。2枚の側壁に生じるせん断力の向きは逆であるから、ねじりモーメントが形成される。これが反りねじりモーメントである。

Fig.4 に示すように、上部開放断面部材の軸方向に  $x$  座標を設定し、 $y$  座標および  $z$  座標の原点は断面図心におく。上部開放断面部の長さを  $l$  とする。すなわち  $l$  は部材長さから端部壁と隔壁の厚さを差し引いた長さとする。

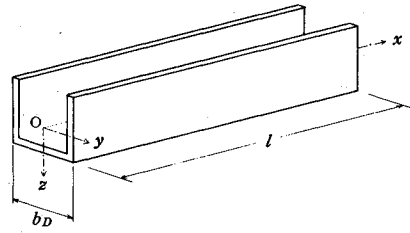


Fig.4 Coordinates for the channel beam

る。

部材両端にねじりモーメントを与えるとき、断面に生じる内力ねじりモーメント  $T$  は、 $x$  軸方向に変化しない。すなわち、

$$\frac{dT}{dx} = 0 \quad \dots \dots \dots (1)$$

である。つぎに、棒材のねじり理論<sup>2)</sup>を用いる、すなわち断面形状を不変と仮定し、反りすなわち  $x$  軸方向変位について平面保持を仮定すると、位置  $x$  でのねじりモーメント  $T$  と回転角  $\phi$  の関係として

$$T = GJ \frac{d\phi}{dx} - EI_{\omega\omega} \frac{d^3\phi}{dx^3} \quad \dots \dots \dots (2)$$

が成り立つ。ここで  $G$  はせん断弾性係数、 $J$  は St. Venant ねじり定数、 $E$  は縦弾性係数、 $I_{\omega\omega}$  は反り 2 次モーメントである。 $J$ 、 $I_{\omega\omega}$  の設定方法については後で述べる。式 (1)、式 (2) より、次式が成立する。

$$GJ \frac{d^2\phi}{dx^2} - EI_{\omega\omega} \frac{d^4\phi}{dx^4} = 0 \quad \dots \dots \dots (3)$$

式 (3) の解は一般に

$$\phi = C_1 + C_2 \frac{x}{l} + C_3 \cosh ax + C_4 \sinh ax \quad \dots \dots \dots (4)$$

と表される。ただし、 $a = \sqrt{\frac{GJ}{EI_{\omega\omega}}}$  とおく。

境界条件としては、端部での回転角について

$$\phi = \bar{\phi} \quad (x=0) \quad \dots \dots \dots (5)$$

$$\phi = -\bar{\phi} \quad (x=l) \quad \dots \dots \dots (6)$$

が与えられる。ここで  $\bar{\phi}$  は端部の強制回転変位である。実際の構造物では、部材両端に設けられた端部壁が上部開放断面の反りを拘束する。その効果を、Hsu ら<sup>3)</sup>の方法にしたがって次式で表す。

$$EI_{\omega\omega} \frac{d^2\phi}{dx^2} = GJ_D b_D \frac{d\phi}{dx} \quad (x=0) \quad \dots \dots \dots (7)$$

$$-EI_{\omega\omega} \frac{d^2\phi}{dx^2} = GJ_D b_D \frac{d\phi}{dx} \quad (x=l) \quad \dots \dots \dots (8)$$

ここで  $J_D$  は端部壁の  $y$  軸まわりの St. Venant ねじり剛性、 $b_D$  は端部壁の  $y$  軸方向の長さである。

境界条件 (5)~(8) を用い定数  $C_1 \sim C_4$  の値を決定することにより、部材軸方向の各位置 ( $x$ ) での  $T$  と  $\phi$  の関係が求められる。

(2) ひびわれ発生前のねじり剛性

a) St. Venantねじり剛性

均一な材料からなる薄肉長方形断面棒部材がねじりを受けるとき、断面内のせん断ひずみ  $\epsilon_{zx}$  の分布は

$$\epsilon_{zx} = y \frac{d\phi}{dx} \dots\dots\dots (9)$$

と表され、せん断応力  $\sigma_{zx}$  の分布は

$$\sigma_{zx} = 2G\epsilon_{zx} = 2Gy \frac{d\phi}{dx} \dots\dots\dots (10)$$

と表される。このせん断応力を  $y$  軸に関して積分すると、St. Venantねじりモーメント  $T_s$  が得られる。

$$T_s = GJ \frac{d\phi}{dx} \dots\dots\dots (11)$$

ここで St. Venantねじり定数  $J$  は次式で与えられる。

$$J = \frac{1}{3}bt^3 \dots\dots\dots (12)$$

ここで、 $b$ ,  $t$  は断面の幅と板厚である。

ハイブリッド部材について St. Venantねじり剛性を計算した例は過去に見当たらない。そこで今回は以下に示す簡単な方法でその値を仮定することにした。

まずハイブリッド部材の厚さを  $t$ 、コンクリートの厚さを  $t_c (=r_c t)$ 、鋼板の厚さを  $t_s (=r_s t)$  とおく。ただし  $r_c + r_s = 1$  である。コンクリートのせん断弾性係数を  $G_c$ 、鋼板のせん断弾性係数を  $G_s$ 、鋼板とコンクリートのせん断弾性係数比を  $g$  とおく。ただし  $g = G_s/G_c$  である。

次にねじりによるせん断ひずみの分布を Fig.5 (a) のような直線分布と仮定する。板厚方向に  $y$  座標を設け、中立軸で  $y=0$ 、コンクリート表面で  $y=-k$  とおく。するとせん断応力の分布は Fig.5 (b) に示すように、

$$\begin{aligned} \sigma_{zx} &= 2G_c y \frac{d\phi}{dx} \quad (y \leq t_c - k) \\ &= 2G_s y \frac{d\phi}{dx} \quad (y > t_c - k) \end{aligned} \dots\dots\dots (13)$$

と表される。せん断合力が0であるという条件から

$$\int_{-k}^{t-k} \sigma_{zx} b dy = 0 \dots\dots\dots (14)$$

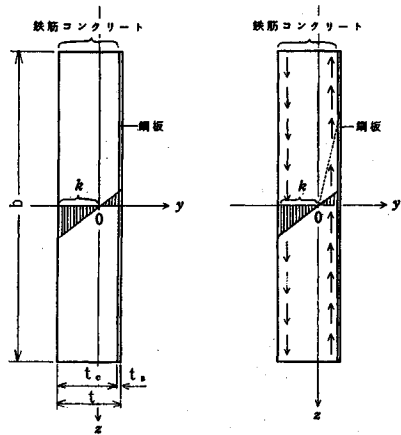
が成り立つ。積分を実行して中立軸位置  $k$  について解くと、

$$k = \frac{(2gr_s r_c + gr_s^2 + r_c^2)}{2(gr_s + r_c)} t \dots\dots\dots (15)$$

となる。せん断応力を  $y$  軸に関して積分してねじりモーメントが得られる。その結果、ハイブリッド部材としての St. Venantねじり剛性  $(GJ)_{com}$  は、

$$\begin{aligned} (GJ)_{com} &= G_c \cdot \frac{4}{3} b \{ (r_c t - k)^3 + k^3 \\ &\quad + g \{ (t - k)^3 - (r_c t - k)^3 \} \} \dots\dots\dots (16) \end{aligned}$$

と表すことができる。この式の妥当性については、部材レベルのねじり荷重試験によって確認する必要があるが、今回は行っていない。



a) shear strain      b) shear stress  
Fig.5 Distributions of strain and stress

b) 反りねじり剛性

反りねじり剛性は、縦弾性係数  $E$  と反り2次モーメント  $I_{\omega\omega}$  との積に等しい。 $I_{\omega\omega}$  は

$$I_{\omega\omega} = \int_A \omega^2 dA \dots\dots\dots (17)$$

と定義され、断面の形状と寸法の関数である。 $\omega$  は単位反りと呼ばれ、ねじれ率  $\frac{d\phi}{dx} = 1$  のときの  $x$  軸方向の変位を表す。上部開放断面内の  $\omega$  の分布形状は、軸力  $\Sigma F = 0$ 、 $y$  軸まわりの曲げモーメント  $\Sigma M_y = 0$ 、 $z$  軸まわりの曲げモーメント  $\Sigma M_z = 0$  の条件より計算できる。均一な材料からなり、板厚一定の場合、三辺の中立軸比をそれぞれ  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $\gamma$  とおくと、Fig.6 に示すように、 $\alpha = 0.568$ ,  $\beta = 0.5$ ,  $\gamma = 1 - \alpha = 0.432$  となる。

ハイブリッド部材では、鋼板の断面積を縦弾性係数の比によりコンクリート断面積に換算して断面積を割増したうえで  $I_{\omega\omega}$  を求めることとする。

また  $\omega$  の定義から、直応力  $\sigma_{xx}$  は、

$$\sigma_{xx} = -E\omega \frac{d^2\phi}{dx^2} \dots\dots\dots (18)$$

となる。この応力により生じるひびわれを、反り曲げひびわれと呼ぶ。

また、反りねじりモーメントを形成するせん断流の値は、

$$\sigma_{xz} t = EQ_{\omega} \frac{d^3\phi}{dx^3} \dots\dots\dots (19)$$

より求められる。ここで、 $Q_{\omega}$  は板厚中心線に沿ってとった  $s$  座標について次式のように  $\omega$  を積分することにより得られ、反り1次関数と呼ばれる。

$$Q_{\omega} = \int_{s_e}^s \omega dA \dots\dots\dots (20)$$

$s_e$  は積分の起点であり、通常せん断応力が0となる断面端部を選ぶ。前述の溝形断面について、 $Q_{\omega}$  の分布形

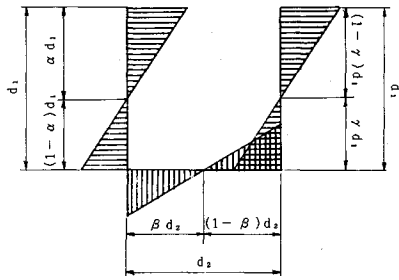


Fig.6 Distribution of  $\omega$  for a uniform channel section

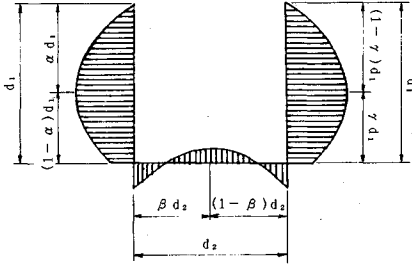


Fig.7 Distribution of warping shear flow

状は Fig.7 のようになり、 $\omega$  の中立軸位置で極値をとる。

上部開放断面部のせん断応力は、St. Venant ねじりによるせん断応力と、反りねじりによるせん断応力の和として求められる。せん断応力がコンクリートの引張強度に達するとひびわれが発生する。このひびわれを前述の反り曲げひびわれと区別する意味でねじりせん断ひびわれと呼ぶ。PC 部材については、コンクリートに導入した圧縮応力を考慮した上で、ひびわれ発生荷重を求める。

(3) ひびわれ発生後のねじり剛性

a) St. Venant ねじり剛性

RC 部材のひびわれ発生後の St. Venant ねじり剛性の計算には、一般に立体トラスモデルが用いられる。これは、ひびわれにはさまれたコンクリートを圧縮斜材、鉄筋を引張弦材とするトラス構造に置換するモデルである。例えば Collins ら<sup>11)</sup>は、軸方向および軸直角方向の鉄筋比、弾性係数、せん断流の経路から St. Venant ねじり剛性を求める式を用いている。この方法を PC 部材の St. Venant ねじり剛性の算定に適用する。

一方、ハイブリッド部材のひびわれ後の St. Venant ねじりによるせん断ひずみ分布状況を Fig.8 のように仮定する。断面の中心部(コア)はねじり強度に有効でないと仮定する。ねじり強度に有効な部分の厚さは、Collins ら<sup>11)</sup>が RC 部材について用いた方法を適用して、 $0.75 A_o/P_o$  とした。ここで  $A_o$  はせん断流によって囲まれる面積、 $P_o$  はせん断流の経路の長さである。今回、せん断流の経路は軸直角方向鉄筋と鋼板の中心線と一致すると仮定した。

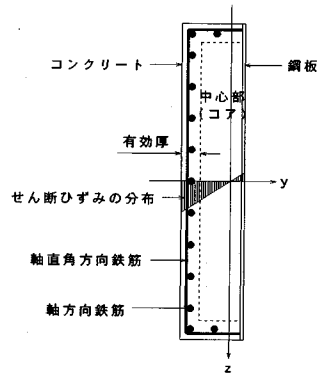


Fig.8 Shear strain in a cracked hybrid member

有効厚の部分のせん断剛性は、ひびわれを有する RC 板のせん断剛性の算定と同様の手法により求める。有効厚部分のせん断剛性と鋼板のせん断弾性係数との比から、ひびわれ前と同様にせん断ひずみの中立軸位置を計算する。このせん断ひずみ分布に基づき、St. Venant ねじり剛性を計算する。

b) 反りねじり剛性

ひびわれが発生すると単位反り  $\omega$  の分布は変化する。ひびわれ発生以後の  $\omega$  の分布の計算方法は、文献 3) の付録に具体的手順が詳述されているとおり、三辺における  $\omega$  の中立軸  $\alpha, \beta, \gamma$  を仮定して、断面内の軸力  $\Sigma F$ 、 $y$  軸まわりの曲げモーメント  $\Sigma M_y$ 、 $z$  軸まわりの曲げモーメント  $\Sigma M_z$  を計算し、 $\Sigma F=0, \Sigma M_y=0, \Sigma M_z=0$  の条件が満足されるまで、 $\alpha, \beta, \gamma$  の値を逐次変化させるものである。このとき引張域のコンクリートを無視し、弾性係数比により鋼材断面積をコンクリート断面積に換算して計算する方法を Hsu ら<sup>12)</sup>はバイマテリアルモデルと呼んでいる。鋼材降伏以前においては、コンクリートの塑性化がさほど大きくないので、バイマテリアルモデルを用いて反りねじり剛性を計算する。

c) 鋼材の降伏

模型軸方向の鋼材の降伏が開始する荷重は、反りによる最大ひずみが降伏ひずみに達する荷重として計算できる。

また、せん断ひずみによる鋼材の降伏荷重は以下のように計算できる。まず St. Venant ねじりによるせん断ひずみ  $\epsilon_{xx,CR,S}$  は、次式で示される。

$$\epsilon_{xx,CR,S} = k_{CR} \frac{d\phi}{dx} \dots \dots \dots (21)$$

ここで  $k_{CR}$  はひびわれ発生後のせん断ひずみの中立軸と鉄筋との距離である。次に反りねじりによるせん断ひずみ  $\epsilon_{xx,CR,\omega}$  は、次式で得られる。

$$\epsilon_{xx,CR,\omega} = \frac{EQ_{\omega}}{G_s I_s + G_{CR} I_{CR}} \frac{d^3 \phi}{dx^3} \dots \dots \dots (22)$$

ここで  $G_{CR}$  は (3) a) で述べた有効厚部分のせん断剛

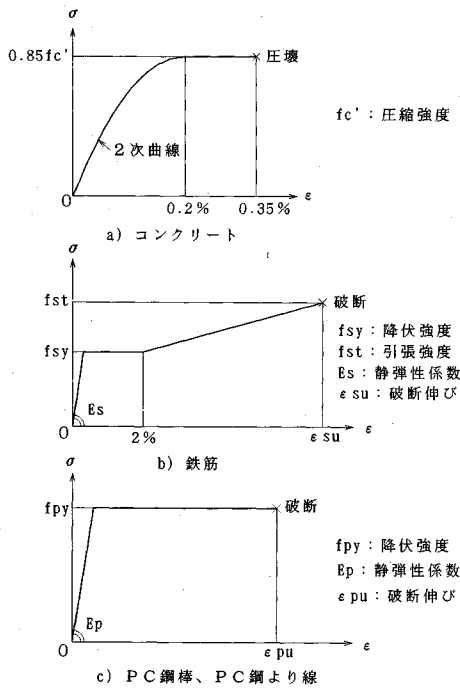


Fig.9 Stress strain relationship for the analysis

性であり、 $t_{CR}$ は有効厚である。式(21)と式(22)の和として求められるせん断ひずみは、 $x=l/2$ で最大となる。

(4) 終局荷重

模型軸方向鉄筋およびPC鋼棒は、側壁と底板内に分散して配置されており、これらのうちの1本が降伏を開始してもただちに破壊には致らない。破壊は圧縮域のコンクリートひずみが圧壊ひずみに達する時点として計算される。上部開放断面と端部壁の接合部、すなわち $x=0$ の断面について、破壊時の $\omega$ の分布を求める。方法は前述のように $\Sigma F=0, \Sigma M_y=0, \Sigma M_z=0$ の条件から $\omega$ の中立軸位置を決めるのであるが、この際コンクリートおよび鋼材の応力ひずみ関係には非線形性を考慮する。今回は、Fig.9のような応力ひずみ関係を用いる。

終局時の $\omega$ の分布を求めたあと、式(17)より終局時の $I_{\omega\omega}$ を求める。この際、面積積分を行う際に、各微小要素の割線剛性を用いて面積の割増しを行う。回転角の2回微分の値は、ひずみ $\epsilon$ を単位反り $\omega$ で除して得られる。

$$\frac{d^2\phi}{dx^2} = \epsilon/\omega \dots (23)$$

次に終局時の反りモーメント $M_\omega$ を、

$$M_\omega = EI_{\omega\omega} \frac{d^2\phi}{dx^2} \dots (24)$$

より求める。

端部での反りモーメント $M_\omega$ と反りねじりモーメント

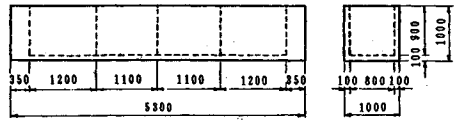


Fig.10 Dimensions of specimen No.2

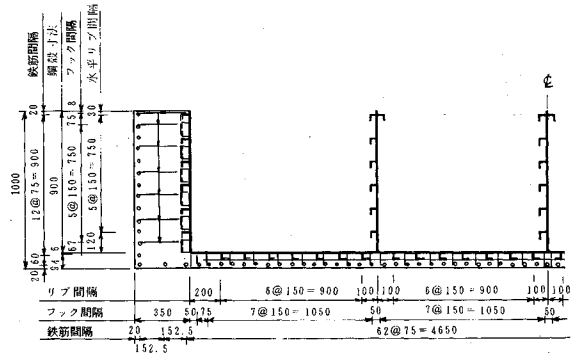


Fig.11 Bar arrangement for specimen No.2

$T_\omega$ の関係は、

$$T_\omega = 2M_\omega/l \dots (25)$$

と表される。終局時の端部におけるSt. Venantねじりモーメントは非常に小さく、ほとんど反りねじりモーメントのみで外力ねじりモーメントと釣り合っていると考えて、式(25)から求めた終局反りねじりモーメントを終局ねじりモーメントとする。

終局反りモーメントから求める終局荷重と、横補強鉄筋降伏荷重を比較し、小さい方を模型の終局荷重とする。

3. 載荷実験

(1) 模型の構造<sup>4)~6)</sup>

実験にはハイブリッドケーソンの模型2体とPCケーソンの模型4体を使用した。模型の基本寸法は、Fig.10に示すように全長5.3m、高さ1.0m、幅1.0mとした。断面上部は開放されており、側壁および底板の厚さは100mmとした。また、端部壁の厚さは350mmとした。

ハイブリッドケーソン模型の側壁、底板、端部壁には、内面の鋼板と外面のRCとをそれぞれで機械的に合成したオープンサンドイッチ構造の合成板を使用した。また隔壁として、補剛材を溶接した厚さ6mmの鋼板を配置した。No.1模型では隔壁を1枚配置し、No.2模型では3枚配置した。

ハイブリッドケーソン模型の配筋をFig.11(側面図)に示す。鋼殻は厚さ6mmの鋼板にそれぞれで辺長40mm、肉厚3mmの山形鋼リブを150mm間隔で溶接し、さらにD6鉄筋をJ型に曲げ加工して製作したスタッドを150mm間隔で溶接したものである。外側のRCでは軸方向および横方向にD6鉄筋を75mmピッチで1段配筋した。鉄筋のかぶり厚は20mmとした。

Table 1 模型の種類

模型	外壁の構造	隔壁の構造	隔壁数	接合部の構造
No. 1	ハイブリッド	鋼板	1	なし
No. 2	ハイブリッド	鋼板	3	なし
No. 3	PC	鉄骨	3	なし
No. 4	PC	RC	1	なし
No. 5	PC	RC	1	マッチキャストイング
No. 6	PC	RC	1	目地モルタル

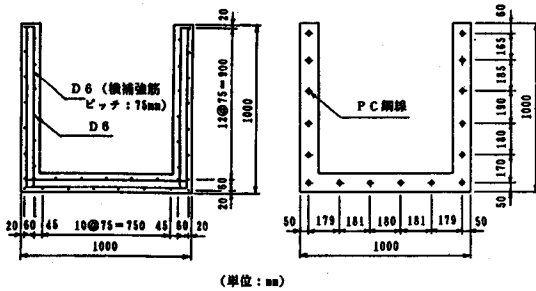


Fig.12 Bar arrangement for specimen No.3

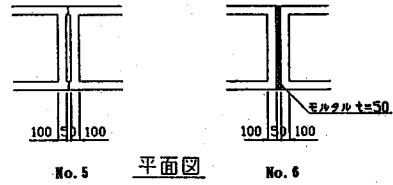


Fig.13 Joints for specimen No.5 and No.6

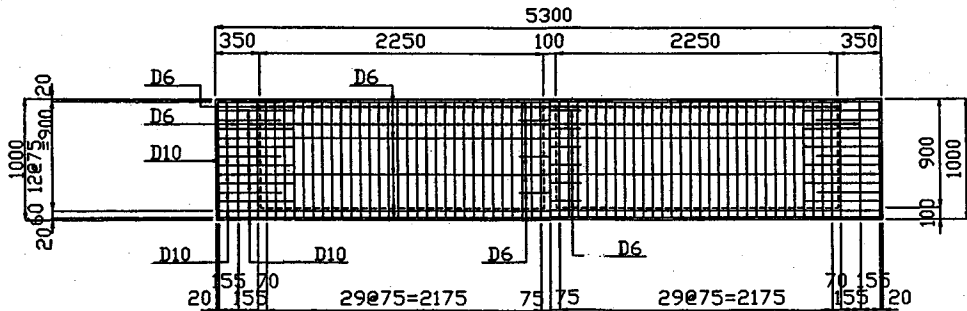


Fig.14 Bar arrangement for specimen No.4

PC ケーソンの No.3 模型は、外壁が PC 板で、隔壁が H 形鋼 (H-100-50-5-7) の PC 鉄骨式のケーソンである。No.3 模型の上部開放断面内の配筋状況を Fig.12 に示す。軸方向には D6 鉄筋を 150 mm ピッチで 2 段配筋した。軸直角方向には D6 鉄筋を 75 mm ピッチで 2 段配筋した。PC 鋼線 (モノストランド 7 T 9.3φ) を 16 本配置し、111.5 kgf/mm<sup>2</sup> の有効緊張応力を与えた。コンクリートへの導入プレストレス量は、30 kgf/cm<sup>2</sup> 強である。

PC ケーソンの No.4~6 模型は、外壁が PC 板で、隔壁が RC である。No.4 模型は接合部のない一体構造、No.5 模型は中央部がマッチキャストイングの接合部、No.6 模型は、目地にモルタルを注入した接合部を有する。Fig.13 に接合部の概要を示す。Fig.14 に No.4~6 模型の側壁の配筋状況を示す。軸方向には D6 鉄筋を 300 mm ピッチで 2 段配筋し、軸直角方向には D6 鉄筋を 75 mm ピッチで 2 段配筋した。PC 鋼棒 (SBPR

930/1080φ9.2) を No.4 模型では 10 本、No.5~6 模型では 13 本配置し、64.0 kgf/mm<sup>2</sup> の有効緊張応力を与えた。コンクリートへの導入プレストレス量は、No.4 模型で約 15 kgf/cm<sup>2</sup>、No.5 および No.6 模型で約 20 kgf/cm<sup>2</sup> である。

各模型ともに、端部壁との接合部から 30 cm までの範囲については、D6 鉄筋の他に D10 鉄筋を 75 mm ピッチで軸方向に一段配筋することにより重点的に補強した。

### (2) 使用材料の特性

模型に使用した鋼材の引張試験の結果を Table 2 に示す。

コンクリートは、ベーススランプ 15 cm、粗骨材最大寸法 10 mm の生コンを用いた。各模型の載荷試験時の圧縮強度試験結果を Table 3 に示す。

### (3) 載荷方法

Fig.15 と Photo 1 に載荷状況の概略を示す。載荷方

Table 2 鋼材の引張試験結果

鋼材	降伏強度 (kgf/mm <sup>2</sup> )	引張強度 (kgf/mm <sup>2</sup> )	破断伸び (%)	静弾性係数 (kgf/mm <sup>2</sup> )
D6鉄筋	37.8	51.4	25.6	2.03×10 <sup>4</sup>
D10鉄筋	32.9	48.2	28.9	2.02×10 <sup>4</sup>
t6鋼板	34.3	44.9	39.9	2.14×10 <sup>4</sup>
山形鋼材	37.2	49.9	29.8	2.14×10 <sup>4</sup>
P C 鋼棒	114.3	116.7	13.0	2.03×10 <sup>4</sup>
P C 鋼より線	184.1	201.5	7.1	2.00×10 <sup>4</sup>

Table 3 コンクリート強度

模型	圧縮強度 (kgf/cm <sup>2</sup> )
No. 1	284
No. 2	308
No. 3	355
No. 4	479
No. 5	460
No. 6	394

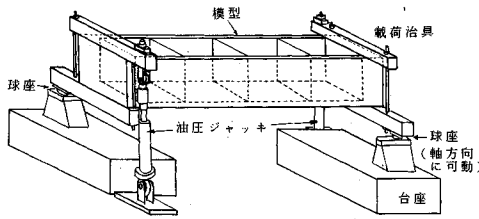


Fig.15 Loading set-up

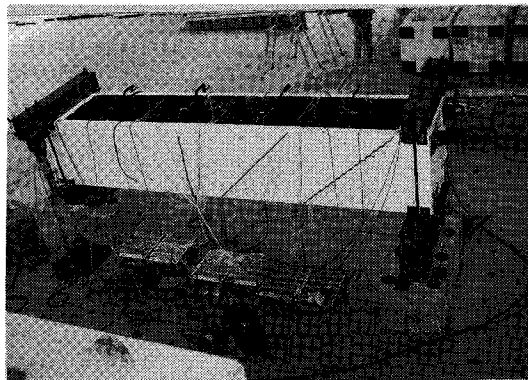


Photo 1 Specimen No.2 during test

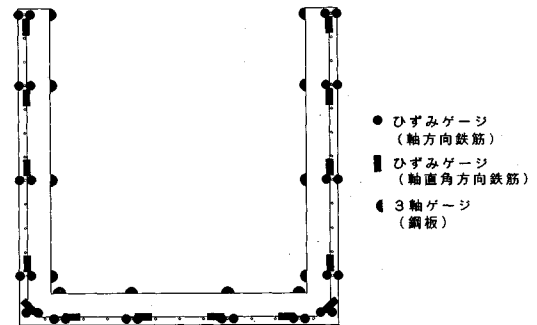


Fig.16 Arrangement of strain gauges

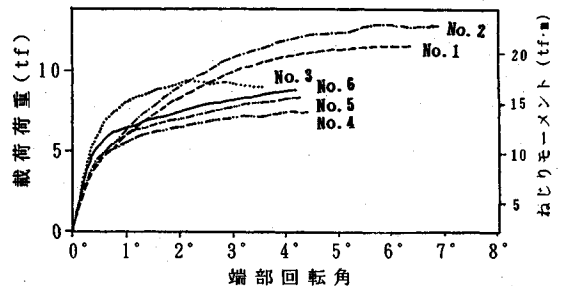


Fig.17 Relationship between load and rotation

法として、模型両端部壁に取り付けた鋼製の載荷治具を介して、油圧ジャッキにより静的に加力し、両端に大きさが等しく逆向きの回転変位を与えた。支点は球座で、回転が自由となるようにした。また片方の支点は支点下部のプレートにテフロンシートを置き、模型軸方向に可動とした。ジャッキの基部および治具とのジョイント部には球面プッシュを用い、模型にねじりモーメント以外の外力がなるべく加わらないように配慮した。

(4) 計測方法

荷重はジャッキに取り付けたロードセルによって測定した。ジャッキ軸の長さ変化は変位計で計測した。傾斜計により模型軸まわりのねじり回転角を計測した。使用した傾斜計の感度は 200×10<sup>-6</sup>/度であり、微小な回転角の測定が可能である。鋼材のひずみは、各隔室中央断面において、ひずみゲージにより測定した。Fig.16 はハイブリッド模型断面内のひずみ測定位置である。他の模型でもほぼ同様な個数の計器を配置した。

4. 載荷試験の結果

Fig.17 に載荷荷重と端部回転角の関係を示す。載荷荷重とねじりモーメントの関係は次式のように表せる。

$$T = P \cdot l_a + T_d \dots \dots \dots (26)$$

ここで、T:ねじりモーメント

P:荷重

l<sub>a</sub>:ジャッキ軸と支点との距離 (=1.6 m)

T<sub>d</sub>:模型の自重によるねじりモーメント

$$T_d = W \cdot l_a / 4 = 2.1 \text{tfm}$$

W:模型の自重 (=5.25 t)

端部回転角の値は、ジャッキ軸の長さ変化の測定値から計算して求めたものであり、この値は端部に取り付けた傾斜計による測定値とほぼ一致していた。

載荷開始後まず模型の隅角部に最初の可視ひびわれが生じ、続いて側壁外側にひびわれが生じた。また隔壁のすみにもひびわれの発生が見られた。その後側壁および

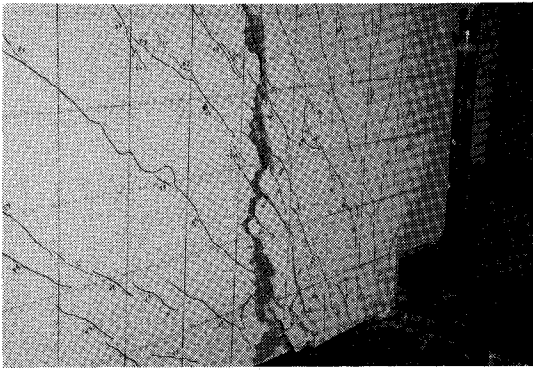


Photo 2 Failure of specimen No.4

底板の外側と端部壁，隔壁に斜めひびわれが見られた。さらに荷重が増加するにつれてひびわれ本数が増加し続けた。

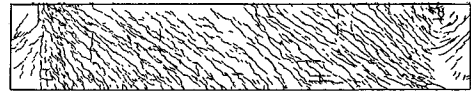
その後ハイブリッド製の No.1～No.2 模型では，側壁の軸直角方向の鉄筋のひずみが降伏ひずみに達し，最終的にはひびわれにはさまれたコンクリートストラットに圧壊が生じた。一方，PC 製の No.3～No.6 模型では，端部付近の軸方向の鉄筋のひずみが降伏ひずみに達し，最終的には端部付近の側壁にコンクリートの圧壊が生じた。(Photo 2)

ハイブリッド製の模型では，隔壁の補剛材に，載荷荷重の小さいうちから座屈現象がみられた。また，終局時には，端部壁内側において，鋼板とコンクリートは目視でわかる程度に離れていた。ただし試験が完了してからコンクリートを除去して観察した結果では，ずれどめとして用いた山形鋼およびフックは破断していなかった。また隔壁の数が多い No.2 の方が終局荷重は大きく，No.1 との差は約 10% であった。

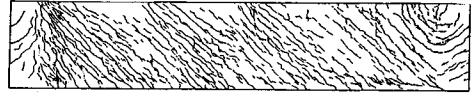
斜めせん断ひびわれが生じたのは端部回転角が約 0.3 度のときであり，その後ねじり剛性はかなり低下した。終局時の端部回転角は，最も小さい No.3 模型で 3.57 度，最も大きい No.2 模型で 6.89 度であった。今回のスパンは 5.0 m であるから，終局時の平均ねじれ率は No.3 模型で 1.43 度/m，No.2 模型で 2.76 度/m に達した。長大ケーソンがねじりに対してかなりの変形性能を有することがわかる。

終局時において模型側壁の外側表面に見られたひびわれの状況を Fig.18 に示す。一般的にひびわれの角度は模型軸方向に対してほぼ 45 度方向に模型を取り囲むように生じた。また両端部ではひびわれの方向が反転しているものが見られた。

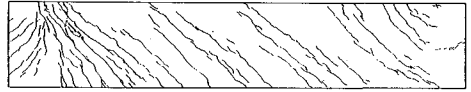
ハイブリッド部材の No.1～No.2 模型では，PC 部材の No.3～No.6 模型に比較して，ひびわれ本数が多かった。同一回転角変位時において比較した場合も，ハイブリッド部材の方がひびわれ密度が大きかった。



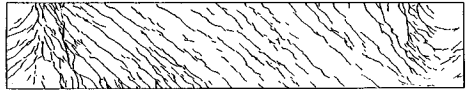
No. 1



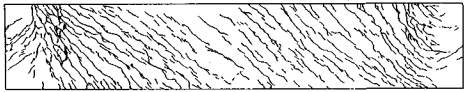
No. 2



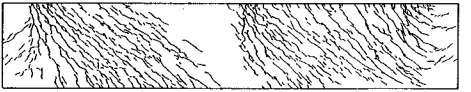
No. 3



No. 4



No. 5



No. 6

Fig.18 Crack patterns on side walls

No.5～No.6 模型では，接合部に分離やずれが生じなかったことがひびわれ状況からわかる。今回採用した接合方法で十分なねじり強度を確保できる。

## 5. 考 察

Table 4 に各模型のひびわれ発生荷重と終局荷重の実験値と計算値を示す。

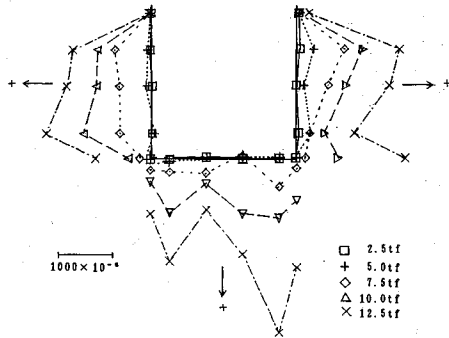
ひびわれ状況の図において，両端部ではひびわれの方向が反転しているものが見られた。これは，上部開放断面の反りを端部壁が拘束し（反りモーメントが作用し），その反作用として端部壁に軸直角方向の軸まわりのねじりモーメントが作用したためである。このように上部開放断面の反りが拘束される状況下で一見似通った破壊状況を示したハイブリッド模型と PC 模型であるが，解析を通じてその相違が明らかになった。

すなわち，ハイブリッド模型では，軸方向鋼材比が大きい端部での反り拘束による破壊には致らず，その

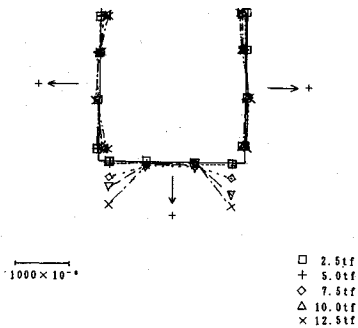


Table 4 実験結果と計算結果

模型	ひびわれ発生荷重(tf)				終局荷重(tf)	
	実験値		計算値		実験値	計算値
	反り曲げ	ねじりせん断	反り曲げ	ねじりせん断		
No. 1	1.04	2.02	0.97	2.11	11.70	11.73
No. 2	1.21	2.59	0.75	2.68	13.10	11.91
No. 3	4.94	5.93	4.35	5.02	9.46	9.10
No. 4	3.25	3.45	3.17	3.74	7.46	7.28
No. 5	3.95	3.17	3.38	4.29	8.43	7.95
No. 6	4.77	3.99	3.06	3.85	8.78	7.79



a) strain of a stirrup



b) strain of steel plate

Fig.19 Strain distribution for specimen No.2

かわり、側壁ではせん断ひずみの中立軸の鋼板側への偏りのため、ひびわれ密度が大きくなり、かつ軸直角方向鉄筋が降伏して破壊に致った。

Fig.19にハイブリッド製の模型No.2の軸直角方向鉄筋のひずみ分布と内側鋼板の横方向のひずみ分布を示す。内側鋼板のひずみよりも外側鉄筋のひずみのほうがはるかに大きく、鉄筋は降伏している。鋼板は全般的にひずみ量が小さい。

ハイブリッド部材のSt. Venantねじり剛性を計算するために、解析においてせん断ひずみの中立軸を想定した。その結果、ひびわれ発生以後の中立軸比は13.2と計算された。ここで中立軸比とは、中立軸からコンクリート側の距離と鋼板側の距離の比である。中立軸比が大き

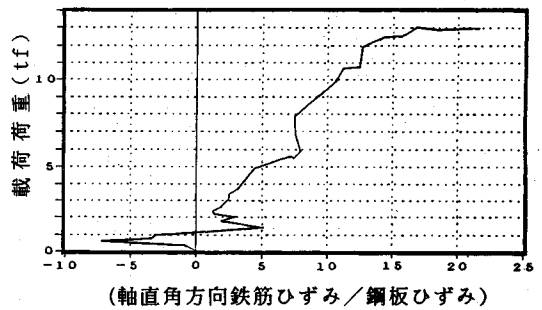


Fig.20 Neutral axis ratio of shear strain

くなるほど中立軸が鋼板側に近づくことを表わす。

Fig.20は、模型No.2についての、軸直角方向鉄筋ひずみと鋼板ひずみの比と載荷荷重の関係を示す。荷重の増加にともなって（軸直角方向鉄筋のひずみ/鋼板ひずみ）が増加しており、中立軸が鋼板側に移動しているのがわかる。この図から、中立軸比としての13.2という値は概ね適当であったことがわかる。

今回のハイブリッド模型についての解析方法は、せん断ひずみの直線分布を仮定し、反りについてはバイマテリアルモデルをそのまま適用し、鉄筋ひずみの算定の際はSt. Venantねじりと反りねじりによるひずみを単純に累加し、鉄筋降伏荷重をそのまま終局荷重とみなす、等いくつかの仮定を含むものであるが、Table 4から、この解析方法でハイブリッド模型のねじりひびわれ発生荷重とねじり耐力を、概ね予測できることがわかる。

一方、鋼材比の比較的小さいPC模型では、反りの拘束による鉄筋降伏後、圧縮域コンクリートが圧壊して破壊に致った。Table 4から、ひびわれ発生荷重と終局荷重について、今回の解析は実験結果を概ね予測可能であったといえる。終局荷重については端部付近の終局反りモーメントから計算したものである。すなわちPCケーソンのねじり耐力を向上させるためには、端部付近の補強が効果的であることがわかった。

## 6. 結 論

本研究で得られた主要な結論は、以下のとおりである。

(1) いずれの模型でも、載荷後模型軸方向に対してほぼ45度方向に等間隔にひびわれが生じ、ひびわれ発生以後ねじり剛性はかなり低下した。終局時の端部のねじり回転角は3.5度以上、終局時平均ねじれ率は1.4度/m以上あり、ハイブリッド部材およびPC部材を用いた上部開放ケーソンが、ねじりに対してかなりの変形性能があることが明らかになった。また隔壁の存在により、終局荷重、破壊性状に大きな差はなかった。

(2) 鋼材比が大きいハイブリッドケーソン模型では、荷重の増加に伴いせん断ひずみの中立軸が鋼板側に移動し、軸直角方向鉄筋が降伏して破壊に致った。St. Venantねじりと反りねじりを考慮し、かつ鋼材をコンクリートに弾性係数比により換算した今回の解析は、いくつかの仮定を含むものであるが、2体の模型のひびわれ発生荷重、終局荷重、破壊状況を概ね予測することができた。

(3) 鋼材比が比較的小さいPCケーソン模型では、端部付近で反り拘束によるコンクリートの圧壊が生じて破壊に致った。材料の非線形性を考慮して終局反りモーメントを求める方法によって、4体の模型の終局荷重を概ね安全側に予測することができた。また端部付近の補強がねじり耐力の向上に効果的であることがわかった。

(4) PCケーソン模型の接合部分では、分離やはく離が発生せず本体と同じひびわれ性状を示した。今回採用したマッチキャストイングおよび目地モルタル注入による接合方法で十分本体と同じねじり強度を確保できる。

## 7. あとがき

本研究が開放断面を有するコンクリート構造物のねじり耐力の合理的な算定法の開発の一助となれば幸いである。なお模型の設計製作に関して、(株)日本鋼管、(株)三井造船および(株)ピー・エスの各社の協力を頂いた。ここに感謝の意を表する。

## 参 考 文 献

- 1) Krpan, P. and Collins, M. P. : Predicting Torsional Response of Thin-Walled Open RC Members, *Journal of the Structural Division, Proceedings of the American Society of Civil Engineers*, Vol.107, No.ST 6, pp.1107~1127, June 1981.
- 2) 西野文夫・長谷川彰夫：新体系土木工学7 構造物の弾性解析, 土木学会編, pp.257~307, 1983.
- 3) Hwang, C. S. and Hsu, T. T. C. : Mixed Torsion Analysis of Reinforced Concrete Channel Beams-A Fourier Series Approach, *ACI Journal*, pp.377~386, Sep.-Oct. 1983.
- 4) 山田昌郎・清宮 理・横田 弘：合成版部材を用いた長大ケーソンのねじれ性状, *コンクリート工学年次論文報告集*, 第13巻 第2号, pp.991~996, 1991年6月.
- 5) 清宮 理・山田昌郎・吉村 正：PC長大ケーソンのねじれの検討, *JCIシンポジウム プレストレス原理・技術の有効利用 論文集*, pp.31~36, 1991年7月.
- 6) 仲田健治・清宮 理・山田昌郎：接合部を有するPC長大ケーソンのねじれ特性, *土木学会第46回年次学術講演会講演概要集 第5部*, pp.724~725, 1991年9月.

(1992.1.31 受付)

## TORSIONAL PROPERTIES OF LONG CAISSONS WITH UPPER OPENING

Osamu KIYOMIYA and Masao YAMADA

In this study we studied the torsional properties of six model specimens for long breakwater caissons. These specimens were made of steel-concrete hybrid members and prestressed members. Since these specimens had cross sections with upper opening, their torsional capacities were calculated with mixed torsion analysis considering St. Venant torsion and warping torsion. Calculated values were compared with the measured values obtained from static torsional loading tests of the specimens. It was shown that the mixed torsion analysis could evaluate the torsional capacities of these specimens.