(昭和60年11月　日本造船学会秋季講演会において講演)

# ジャッキアップ・リグのレグの最終強度に関する研究（第2報）

## ――垂直力および曲げモーメントを受けるT型格点部の剛性および最終強度――

正員　上田幸雄*　正員　石浜高明**
正員　中長啓治*　正員　赤松茂樹***

## Ultimate Strength of Leg of Jack-up Rig (2nd Report : Local rigidity and ultimate strength of T-joint under normal load and bending moment)

by Yukio Ueda, *Member*　Takaaki Ishihama, *Member*
Keiji Nakacho, *Member*　Shigeki Akamatsu, *Member*

**Summary**

Jack-up type oil rigs are composed of legs and platforms. The degree of redundancies of legs are generally fewer than those of platforms. As a structure becomes less redundant, reserved strength after the initial yielding tends to decrease. So, it is important to clarify the ultimate strengths of tubular joints which are leading causes of overall failures of the legs.

In the 1st report, the authors carried out theoretical and experimental investigations into the rigidity and local strength of T-joint of circular tube under a concentrated normal load transmitted from the brace. The T-joint model used in the study is composed of a chord reinforced with a built-in center-rib and a brace, and is supported by a leg guide.

In the present paper, they studied the rigidity and local strength of the same T-joint model under both a concentrated normal load and bending moment transmitted from the brace. They performed series of theoretical analyses and experiments on the models.

Main conclusions obtained in this study are shown as follows.

1) The rigidity of the T-joint can be evaluated by formulae developed in consideration of the effects of various sizes of the chord and brace.
2) The ultimate strength interaction curves of the T-joint are presented.
3) The failure modes of the T-joint are clarified.

## 記　号　表

$A$：ブレースの断面積
$D$：コードの直径
$d$：ブレースの直径
$E$：弾性係数
$H_1$：ブレース上端付近に負荷する水平荷重
$H_2$：ブレース上端が傾斜することにより発生する垂直荷重作用点での水平荷重
$H_2=P\cdot\tan\theta_t$
$I$：ブレースの断面2次モーメント
$l_1$：コード上面から水平荷重 $H_1$ の作用点までの距離
$l_2$：コード上面から水平荷重 $H_2$ の作用点までの距離
$l_{ch}$：コード上面から $c$ 断面までの距離

*　大阪大学溶接工学研究所
**　日立造船(株)海洋本部
***　(株)神戸製鋼所建設機械事業部
(研究当時大阪大学大学院)

$l_{cv}$：$c$ 断面の水平変位
$l_p$：垂直荷重作用点の接合部ブレース断面中心からの水平距離
$M$：接合部断面での実作用曲げモーメント
$M_c$：$c$ 断面での作用曲げモーメント
$M_{pb}$：ブレースの全断面塑性曲げモーメント
$M_s$：コードのブレース接合部外周直下全断面剪断降伏曲げモーメント
$M_{ub}$：純曲げ最終強度
$M_\alpha$：応力比 $\alpha$ を満足する接合部断面曲げモーメント
$P$：ブレース上端に負荷する垂直荷重
$P_{pb}$：ブレースの全断面塑性軸力
$P_s$：コードのブレース接合部外周直下全断面剪断降伏力
$P_{uc}$：純圧縮最終強度
$P_{ut}$：純引張最終強度
$(P_u, M_u)$：垂直力と曲げモーメントが同時に作用する場合の最終強度
$R$：コード半径
$T$：コード板厚
$\alpha$：指定応力比　$\alpha=\sigma_a/\sigma_b$
$\beta$：直径比　$\beta=d/D$
$\Gamma_{ub}$：ブレースの最終強度相関関係（全断面塑性強度）
$\Delta H_1$：応力比 $\alpha$ を満足するための水平荷重 $H_1$ の修正量
$\delta$：接合部の垂直変位
$\varepsilon_c$：$c$ 断面の計測ひずみ（$c$ 断面のコード長さ方向両端でのひずみの差の 1/2）
$\theta_b$：接合部の回転角
$\theta_r$：リングモデルで，水平位置からブレース接合部までの角度
$\theta_s$：剪断降伏最終強度での正負の剪断力の境界位置
$\theta_t$：ブレース上端の傾斜角
$\sigma_a$：接合部断面での平均圧縮応力
$\sigma_b$：接合部断面での最大曲げ応力
$\sigma_Y$：コード材料の降伏応力
$\tau_Y$：コード材料の剪断降伏応力。Misesの降伏条件を採用すると，$\tau_Y=\sigma_Y/\sqrt{3}$

【剛性推定式での添字】
$c$：基準寸法の格点部
$I$：任意寸法の格点部

## 1　緒　　言

近年，わが国においても数多くの海洋構造物が建造されている。しかし，その最終強度に関する研究は世界的にみても，まだ十分進展しているとは言い難い。

本研究は，代表的な海洋構造物の1つであるジャッキアップ・リグを対象とし，その最終強度を検討するための基礎的研究として，リグのレグの格点部強度を究明するものである。これは，ジャッキアップ・リグの場合，最終強度はレグの強度に支配されており，さらに，レグの強度を考える場合，格点部強度を解明することが必要であるためである。

実際の格点部では，コードに 2～4 本のブレースが接合されているが，その基礎的研究として，第1報[1]では，T型格点部を対象とし，格点部の強度上最も過酷なレグガイドが格点部に位置する状態で，ブレースよりコードに垂直圧縮力が作用する場合を取り上げた。種々のモデルと支持条件に対して実験および理論解析を行い，格点部の剛性および最終強度を解明した。

本報では，第1報と同じT型格点部を対象とし，ブレースよりコードに垂直力の他に曲げモーメントが同時に作用する場合の剛性および最終強度を検討する。系統的な理論解析および実験を行い，コードおよびブレースの各種寸法の影響を考慮した剛性推定式および垂直力と曲げモーメントが同時に作用する場合の最終強度相関関係を示すと共に，最終強度時の崩壊挙動について考察する。

## 2　実　　験

本研究では，T型格点部の局部強度を検討する。第1報でも述べたように，レグガイドが格点部に位置する場合が局部強度上最も過酷な状態になる。そこで，本報でも，この状態を対象とする。

### 2.1　実験モデル

実験モデルは，コードに1本の水平ブレースが垂直に接合された，いわゆる，T型格点部でコード内にリブを有するものである。実験および理論解析は実構造物のコードおよびブレースの代表的な寸法を 1/3 に縮小したモデル（以後，1/3 縮小モデルと呼ぶ）を用いて行う。1/3 縮小モデルの形状を Fig. 2-1 に，寸法，力学的性質などを Table 2-1 に示す。

実構造物ではブレースよりコードには主に垂直力および曲げモーメントが作用する。また，曲げモーメントのうち，面外曲げモーメントは十分小さいと考えられるので，本研究ではこれを無視する。Fig. 2-1 に実験での載荷状態を示す。モデルのブレースの上端に垂直荷重 $P$ および水平荷重 $H_1$ を負荷する。その結果，接合部には垂直力と面内曲げモーメントが作用する。

垂直荷重 $P$ および水平荷重 $H_1$ により，Fig. 2-1 に示すように，ブレースのコード上面に接する水平断面（以

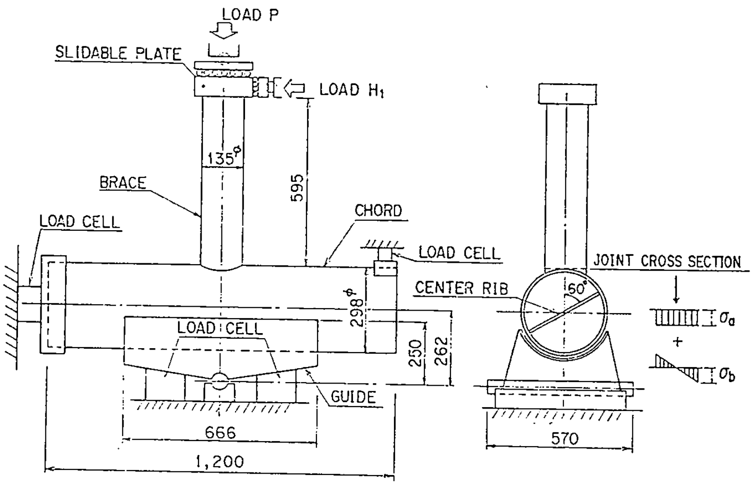



Fig. 2-1 Test model and test set-up

Table 2-1 Particulars of test models and results (Experiment)

| NAME OF MODEL | | MODEL I | MODEL II | MODEL III | MODEL IV | MODEL V | MODEL VI |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| DIAMETER OF CHORD, D (mm) | | 298.5 | 298.3 | 297.8 | 297.8 | 297.8 | 297.8 |
| WALL THICKNESS OF CHORD, T (mm) | | 14.04 | 14.86 | 15.00 | 14.89 | 15.00 | 15.00 |
| DIAMETER OF BRACE, d (mm) | | 133.0 | 135.4 | 135.1 | 135.3 | 135.1 | 135.1 |
| WALL THICKNESS OF BRACE, t (mm) | | 9.50 | 9.82 | 9.82 | 9.98 | 9.82 | 9.82 |
| THICKNESS OF RIB (mm) | | 5.59 | 6.53 | 5.70 | 6.53 | 5.70 | 5.70 |
| YOUNG'S MODULUS, E (kgf/mm$^2$) | | 21400. | 19500. | 21000. | 20000. | 21000. | 21000. |
| POISSON'S RATIO | | 0.29 | 0.29 | 0.30 | 0.29 | 0.30 | 0.30 |
| YIELD STRESS, $\sigma_Y$ (kgf/mm$^2$) | | 29.2 | 25.8 | 29.3 | 27.1 | 29.3 | 29.3 |
| STRESS RATIO $\alpha = \frac{\sigma_a\,(\text{AXIAL})}{\sigma_b\,(\text{BENDING})}$ | | $\infty$ | 2.0 | 1.0 | 0.5 | 0.1 | 0. |
| ULTIMATE STRENGTH | AXIAL FORCE Pu (ton) | 75.0 | 80.0 | 67.0 | 57.5 | 15.0 | 0. |
| | BENDING MOMENT Mu (ton・m) | 0. | 1.20 | 1.80 | 3.20 | 4.60 | 4.90 |

後，接合部断面（Joint Cross Section）と呼ぶ）に生じる応力を平均圧縮応力 $\sigma_a$ と曲げ応力 $\sigma_b$ に分離する。ここで，$\sigma_b$ は曲げ応力が断面内で線形変化するものと仮定し計算した最外縁での応力である。実験は，このような圧縮応力 $\sigma_a$ および曲げ応力 $\sigma_b$ の応力比 $\alpha(=\sigma_a/\sigma_b)$ を変化させた6つの場合に対して行う。各モデルの応力比を Table 2-1 に示す。モデルⅠが第1報でのモデル Ⅲ-1 に相当する。

## 2.2 荷重の制御方法

実験では，Fig. 2-1 に示すようにブレース上端に垂直荷重 $P$ と水平荷重 $H_1$ を同時に作用させる。垂直荷重の作用点はブレース接合部断面の中心になるように初期セットし，実験中もブレース上端と試験機の圧盤の間にローラーを挿入しているので，接合部中心に対して理想的には変化しない。しかし，実際には，実験の進行と共に中心からのズレが生じる。また，ブレース上端は水平に変位すると共に回転する。この結果，水平荷重 $H_1$ による曲げモーメントの他に，付加的な曲げモーメントが格点部に作用することになる。実験では，この付加モーメントも考慮して荷重を制御する必要がある。以下，その制御方法について述べる。

（1） 応力比 $\alpha$ を満足する接合部作用モーメント：$M_\alpha$

前述の接合部断面での平均圧縮応力 $\sigma_a$ と最大曲げ応力 $\sigma_b$ は，次式で表わされる。

$$\sigma_a = P/A \tag{2.1}$$

$$\sigma_b = Md/2I \tag{2.2}$$

ここで，$\sigma_a$ と $\sigma_b$ の応力比が $\alpha$ に指定されているとすれば，接合部断面で作用すべき曲げモーメント $M_\alpha$ と垂直荷重 $P$ の関係は，式（2.1）および（2.2）より次のように表わされる。

$$M_\alpha = \alpha \cdot (2I/Ad) \cdot P \tag{2.3}$$

（2） 接合部断面での実作用モーメント：$M$

垂直荷重の作用点の変位およびブレース上端の傾斜による付加モーメントを考慮すると，接合部断面に実際に作用するモーメント $M$ は次式で表わすことができる（Fig. 2-2 参照）。

$$M = H_1 \cdot l_1 + P \cdot l_p - H_2 \cdot l_2 \tag{2.4}$$

式（2.4）の右辺において $P$, $H_1$, $H_2$, $l_1$ および $l_2$ は荷重および変位を計測することにより得られる。残りの $l_p$ は直接求めることはできないが，これは，ブレースのある断面，例えば，Fig. 2-2 での $c$ 断面での作用モーメントの関係式を用いることにより求めることができる。すなわち，$c$ 断面に作用するモーメントは次式で表わされる。

$$M_c = H_1 \cdot (l_1 - l_{ch}) + P \cdot (l_p - l_{cv}) - H_2 \cdot (l_2 - l_{ch}) \tag{2.5}$$

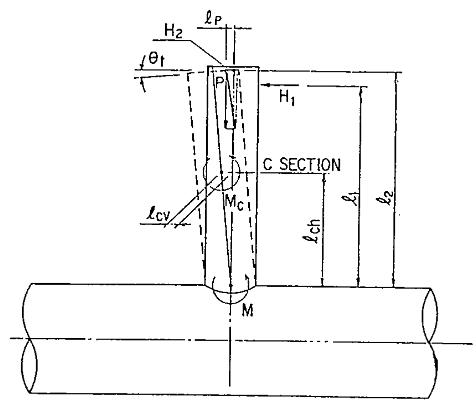



Fig. 2-2 Applied loads and distances

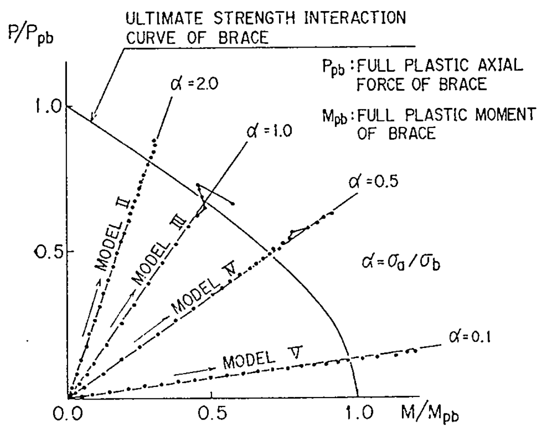



Fig. 2-3 Loading histories (Experiment)

上式の右辺で $l_p$ 以外は計測できる。また，$M_c$ は $c$ 断面に貼付したひずみゲージの計測値より次式により求められる。ただし，$c$ 断面が弾性状態にある必要がある。

$$M_c=(2IE/d)\cdot\varepsilon_c \tag{2.6}$$

以上の結果，荷重，変位およびひずみを計測することにより，式 (2.4)～(2.6) より，接合部断面に実際に作用している曲げモーメント$M$を求めることができる。

（3） 水平荷重の修正量：$\Delta H_1$

接合部断面に作用する平均圧縮応力 $\sigma_a$ と最大曲げ応力 $\sigma_b$ の比を一定値$\alpha$に保つため水平荷重を修正する。その修正量 $\Delta H_1$ は次式で与えられる。

$$\Delta H_1=(M_\alpha-M)/l_1 \tag{2.7}$$

実験では垂直荷重と水平荷重を段階的に徐々に増加させる。この時，応力比を一定に保つために，各荷重段階で，式 (2.7) により求められる水平荷重の修正を行う。

## 2.3 実験結果

以上の実験方法により得られた各モデルの実験結果を示す。

### 2.3.1 垂直力・曲げモーメントの履歴線図

接合部に垂直力と曲げモーメントが同時に作用するモデル II～V の実験時の垂直力・曲げモーメント ($P$-$M$) 履歴を Fig. 2-3 に●印で示す。各モデルとも指定した応力比 $\alpha(=\sigma_a/\sigma_b)$ 線上に計測値があり精度良く実験が行われたことが分る。

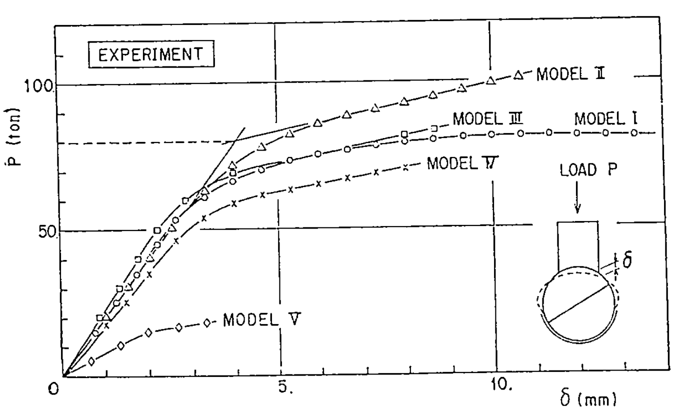



Fig. 2-4 Vertical load ($P$) and displacement ($\delta$) relations (Experiment)

### 2.3.2 荷重・変位曲線

実験により得られた各モデルの垂直力$P$と垂直変位$\delta$の関係およびモーメント$M$と回転角 $\theta_b$ の関係をそれぞれ Fig. 2-4 および 2-5 に示す。

### 2.3.3 変形状態

代表的な荷重条件に対する変形状態を Fig. 2-6 および 2-7 に示す。Fig. 2-6 は純圧縮を負荷するモデル I の，Fig. 2-7 は純曲げを負荷するモデル VI のコードおよびブレースの変形で，共に，最終強度に近い荷重時の変形を示している。

### 2.3.4 最終強度

本報では，最終強度を，第1報での理論解析結果に対

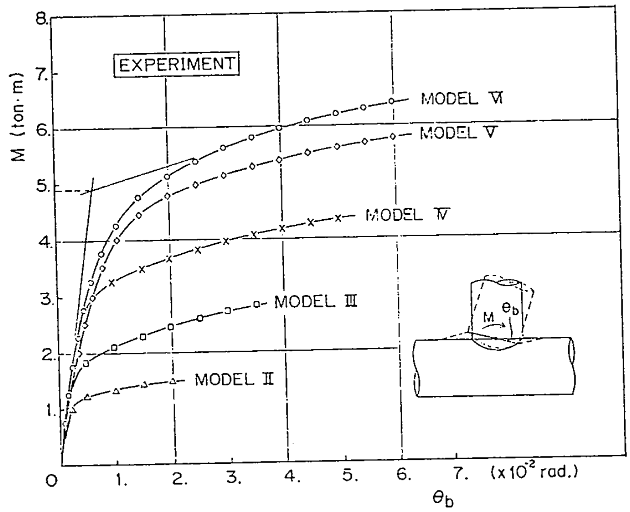



Fig. 2-5 Bending moment ($M$) and rotation ($\theta_b$) relations (Experiment)

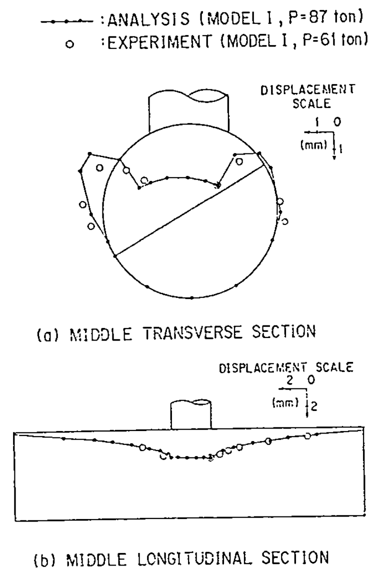



Fig. 2-6 Deformation of chord under vertical load (Model I)

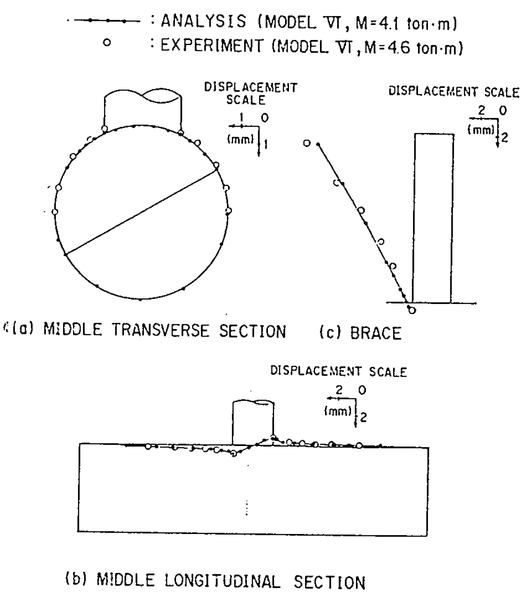



Fig. 2-7 Deformation of chord and brace by bending moment (Model VI)

して適用したと同じ定義によって決定する。すなわち，変位が荷重の増加にほぼ比例的に変化する初期の荷重・変位関係の延長線と，塑性化が広範囲に生じ剛性が大きく低下した後，ほぼ直線的な変化を示す部分の延長線の2つの直線の交点を最終強度とする。この定義に従って求めた各モデルの最終強度を Table 2-1 に示す。

## 3 理論解析

理論解析は，第1報と同様，塑性節点法を適用して行う。塑性節点法は，通常の有限要素法に基礎を置き，その塑性化に対し，要素の節点に塑性関節機構を導入した新しい解析法[2]で，これにより計算時間を大幅に短縮できる。また，要素も第1報と同じ代表的な三角形平面要素の一つである Zienkiewicz-Parekh-King の要素を用いる。

### 3.1 解析モデル

理論解析は実験を行った6つのモデルに対して行う。ただし，実験での応力比 $\alpha=0.1$ の代りに，理論解析では $\alpha=0.15$ に対して行う。また，解析モデルの寸法，材料の力学的性質などは各モデルとも同じとし，実験モデルの実寸法をもとに決定した。これを Table 3-1 に示す。

### 3.2 荷重の制御方法

理論解析においても，接合部にブレースより垂直力と曲げモーメントが同時に作用する場合には，平均圧縮応力 $\sigma_a$ と最大曲げ応力 $\sigma_b$ の比を指定された値 $\alpha$ に保つ必要がある。このため，各荷重段階での $\sigma_a$ と $\sigma_b$ を算出し，実験の場合と同様，水平荷重を調整して荷重修正を行う。

Table 3-1 Particulars of models (Theoretical analysis)

| NAME OF MODEL | MODEL I | II | III | IV | V | VI |
|---|---|---|---|---|---|---|
| DIAMETER OF CHORD, D (mm) | 298.5 | | | | | |
| WALL THICKNESS OF CHORD, T (mm) | 15.00 | | | | | |
| DIAMETER OF BRACE, d (mm) | 135.1 | | | | | |
| WALL THICKNESS OF BRACE, t (mm) | 9.82 | | | | | |
| THICKNESS OF RIB (mm) | 5.70 | | | | | |
| YOUNG'S MODULUS, E ($kgf/mm^2$) | 21000. | | | | | |
| POISSON'S RATIO | 0.30 | | | | | |
| YIELD STRESS, $\sigma_Y$ ($kgf/mm^2$) | 30.0 | | | | | |
| STRESS RATIO $\alpha=\sigma_a$ (AXIAL) $/\sigma_b$ (BENDING) | ∞ | 2. | 1. | 0.5 | 0.15 | 0. |

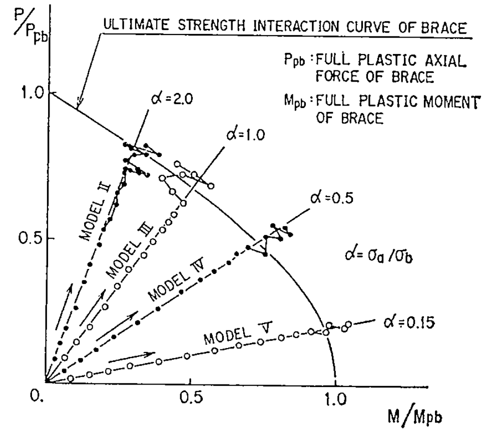



Fig. 3-1 Loading histories (Theoretical analysis)

### 3.3 解析結果

各モデルに対して行った理論解析により得られた結果を示す。

#### 3.3.1 垂直力・曲げモーメントの履歴線図

理論解析での垂直力・曲げモーメント（$P$-$M$）の履歴曲線を Fig. 3-1 に●および○印で示す。ブレースの全断面塑性強度近くまで $\sigma_a$ と $\sigma_b$ の比が精度よく一定に保たれていることが分る。その後，塑性域が広範囲に拡がり，接合部付近の剛性が大きく低下すると，多少の乱れが生じている。

#### 3.3.2 荷重・変位曲線

理論解析により得られた各モデルの垂直荷重・垂直変位（$P$-$\delta$）関係およびモーメント・回転角（$M$-$\theta_b$）関係をそれぞれ Fig. 3-2 および 3-3 に示す。

#### 3.3.3 変形状態

代表的な変形状態として，純圧縮（モデルⅠ）および純曲げ（モデルⅥ）に対するコードおよびブレースの変形状態を Fig. 2-6 および 2-7 に示す。いずれも，最終強度時の変形を示している。

#### 3.3.4 最終強度

Table 3-2 に各モデルの最終強度を示す。最終強度の

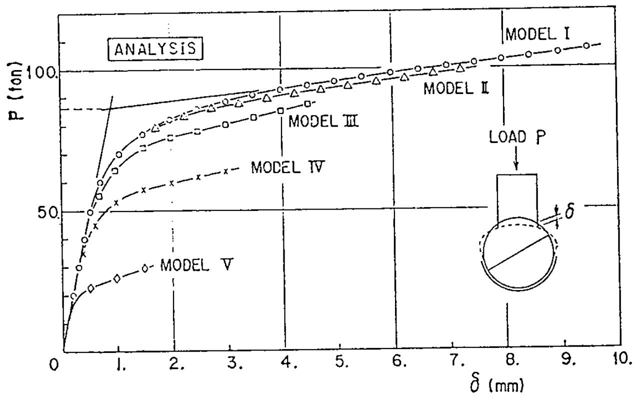



Fig. 3-2　Vertical load ($P$) and displacement ($\delta$) relations (Theoretical analysis)

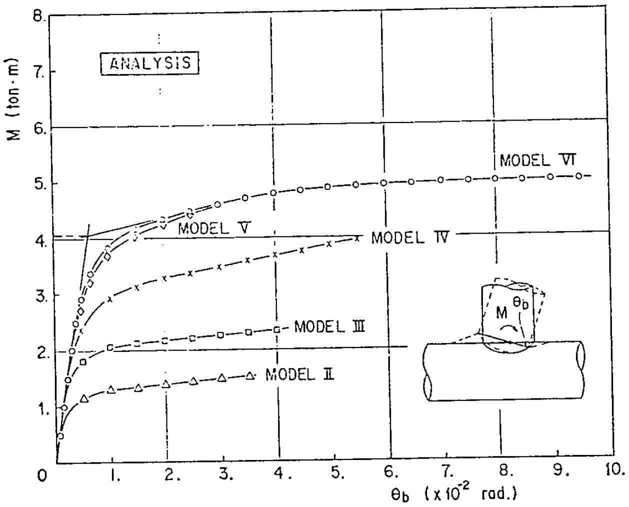



Fig. 3-3　Bending moment ($M$) and rotation ($\theta_b$) relations (Theoretical analysis)

Table 3-2　Ultimate strength of models (Theoretical analysis)

| NAME OF MODEL / ULTIMATE STRENGTH | MODEL I | MODEL II | MODEL III | MODEL IV | MODEL V | MODEL VI |
|---|---|---|---|---|---|---|
| AXIAL FORCE Pu (ton) | 87.0 | 83.0 | 70.0 | 53.5 | 21.0 | 0. |
| BENDING MOMENT Mu (ton·m) | 0. | 1.20 | 2.00 | 3.00 | 3.80 | 4.05 |
| Pu/Puc | 1. | 0.954 | 0.805 | 0.615 | 0.241 | 0. |
| Mu/Mub | 0. | 0.296 | 0.494 | 0.741 | 0.938 | 1. |

定義は，実験結果に対するものと同じである。

## 4　T型格点部の剛性

ここでは，変位が荷重に比例的に増加する初期の弾性状態での格点部の剛性の推定式を，主に有限要素法による理論解析結果をもとに導出する。

### 4.1　格点部の基礎剛性推定式

まず，ここでは，格点部の剛性に対する影響因子を検討し，剛性を推定するための基礎式を導く。この目的のため，コードを Fig. 4-1 に示すように2次元リングの集合体と考え，その長さがブレースの直径に等しい構造体に置換する。このモデルを3次元リングモデルと呼ぶ。コードの上部 1/2 の領域のみを対象とするのは，Fig. 2-6 および 2-7 から分かるように，センターリブおよびガイドの拘束により下部はほとんど変形しないためである。最初に，1つの2次元リングの剛性を考え，次に，その結果を3次元リングモデルに拡張する。

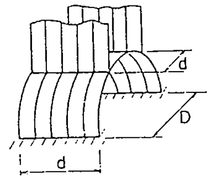



Fig. 4-1　Two-dimensional and three-dimensional ring models

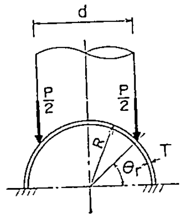



Fig. 4-2　Vertical load on two-dimensional ring model

#### 4.1.1　2次元リングの剛性

2次元リングの幅は単位幅とする。ブレースからの垂直荷重 $P$ は，Fig. 4-2 に示すように，ブレースの直径 $d$ の両端に作用する集中荷重に置き換える。荷重方向の変位を $\delta$ とすると，この場合の2次元リングの剛性 $K_2$ は次式で表わされる。

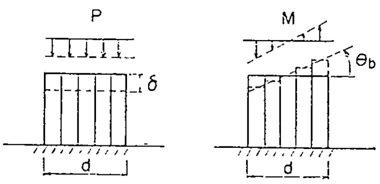
$$K_2=P/\delta=ET^3/(12R^3\cdot f(\theta_r)) \tag{4.1}$$

ここで，

$$f(\theta_r)=\frac{\pi+\theta_r}{2}+\sin\theta_r\cdot\left(\frac{1}{2}\cos\theta_r-2\right)+\cos\theta_r\cdot(\pi-2\theta_r)\times\left(\frac{1}{2}\cos\theta_r-1\right)+\frac{\pi}{2}\{f_M(\theta_r)\}^2+\frac{\pi}{4}\{f_H(\theta_r)\}^2+2f_M(\theta_r)\cdot f_H(\theta_r)+f_M(\theta_r)\{2\sin\theta_r+(\pi-2\theta_r)\times\cos\theta_r-\pi\}+\frac{1}{2}f_H(\theta_r)\cdot(\cos 2\theta_r-1),$$

$$f_M(\theta_r)=-\frac{2\pi}{8-\pi^2}\left\{\left(\theta_r-\frac{\pi}{2}\right)\cdot\cos\theta_r-\sin\theta_r+\frac{\pi}{2}\left(\frac{1}{4}+\cos^2\theta_r-\frac{1}{4}\cos 2\theta_r\right)\right\}+\frac{3}{4}-\cos^2\theta_r+\frac{1}{4}\cos 2\theta_r,$$

$$f_H(\theta_r)=\frac{8}{8-\pi^2}\left\{\left(\theta_r-\frac{\pi}{2}\right)\cdot\cos\theta_r-\sin\theta_r+\frac{\pi}{2}\left(\frac{1}{4}+\cos^2\theta_r-\frac{1}{4}\cos 2\theta_r\right)\right\}$$




（a）For vertical load　（b）For bending moment

Fig. 4-3　Load distributions on three-dimensional ring model

4.1.2　3次元リングモデルの剛性

3次元リングモデルでは，上記のような2次元リングがブレースの直径 $d$ に等しい長さだけ並んでいるとする。また，リング間の拘束はないものとする。このような3次元リングモデルの剛性を求める。

（1）　垂直力のみが作用する場合

ブレースより格点部に垂直力のみが作用する場合に対しては，等分布荷重 $P/d$ を各リングに作用させる。この結果，Fig. 4-3 (a) に示すように各リングの変位量は2次元リングの $1/d$ となる。したがって，3次元リングモデルの剛性は2次元リングの $d$ 倍となり，式 (4.1) より次式が得られる。

$$K_A=P/\delta=ET^3/(12R^3\cdot f(\theta_r))\cdot d \tag{4.2}$$

（2）　曲げモーメントのみが作用する場合

ブレースより曲げモーメントのみが作用する場合に対しては，各リングに作用させる集中荷重の大きさを線形変化させて与え，作用曲げモーメントと同じ大きさのモーメントが3次元リングモデルに作用するようにする。この結果，Fig. 4-3 (b) に示すように各リングの変形は階段状であるが，線形変化する。この場合の3次元リングモデルの曲げ剛性は次式で表わされる。

$$K_B=M/\theta_b$$
$$=ET^3/(12R^3\cdot f(\theta_r))\cdot(d^3/12) \tag{4.3}$$

4.1.3　格点部の基礎剛性推定式

以上のように，2次元リングをもとに，3次元リングモデルを設定し，格点部の剛性推定式を求めた。しかし，実際の格点部のコードは連続体であり，また，ブレースは円形断面であり，そこからの荷重は円分布するので，式 (4.2) および (4.3) をそのまま適用することはできない。そこで，ここでは，ある基準寸法の格点部の剛性を決定し，それをもとに，式 (4.2) および (4.3) を用いて，寸法が異なる格点部の剛性を推定する近似式を作成する。この結果を以下に示す。

（a）　垂直力のみが作用する場合

$$K_{AI}=\left(\frac{ET^3d}{R^3\cdot f(\theta_r)}\right)_I\bigg/\left(\frac{ET^3d}{R^3\cdot f(\theta_r)}\right)_C\cdot K_{AC} \tag{4.4}$$

ここで，添字 $C$：基準寸法の格点部

添字 $I$：任意寸法の格点部

（b）　曲げモーメントのみが作用する場合

$$K_{BI}=\left(\frac{ET^3d^3}{R^3\cdot f(\theta_r)}\right)_I\bigg/\left(\frac{ET^3d^3}{R^3\cdot f(\theta_r)}\right)_C\cdot K_{BC} \tag{4.5}$$

式 (4.4) では，垂直力に対する剛性は，$ET^3d/R^3f(\theta_r)$ の比に比例する。式 (4.5) では，曲げモーメントに対する剛性は，$ET^3d^3/R^3f(\theta_r)$ の比に比例する。しかし，実際のT型格点部の剛性に対し，各因子の影響度は必ずしもこのような次数で表わされるとは限らない。そこで，次に，実格点部での各因子の剛性への影響度を理論解析により調べる。ただし，弾性係数 $E$ の影響度は明白であるので検討から取りのぞく。

4.2　**格点部の剛性推定式**

4.2.1　剛性推定式（格点部剛性への各種寸法比の影響度）

本研究での格点部モデルに対し，主に理論解析により各種寸法の剛性への影響度を調べた。対象とした寸法は，ブレース直径 $d$，コード板厚 $T$，コード半径 $R$ および $d/R$ の関数である $f(\theta_r)$ である。理論解析は有限要素法により行い，垂直力および曲げモーメントの作用に対する初期剛性を求めた。解析には，1/3 縮小モデルおよびその全寸法を3倍にした実寸モデルを基準モデルとし，それらを中心に各種寸法を変化させた約 20 のモデルを用いた。この時，できるだけ各寸法の影響を，それぞれ単独に知ることができるように寸法変化を与えた。

以上のような理論解析により得られた結果と共に，垂直剛性に対するコード板厚 $T$ の影響度については，第1報で示した実験結果も考慮した。この結果，垂直力および曲げモーメントの作用に対して，それぞれ次のような剛性推定式が得られた。

（a）　垂直力に対する剛性推定式

$$K_{AI}=\left(\frac{Ed}{f(\theta_r)^{0.2}}\cdot\left(\frac{T}{R}\right)^{2.1}\right)_I\bigg/\left(\frac{Ed}{f(\theta_r)^{0.2}}\cdot\left(\frac{T}{R}\right)^{2.1}\right)_C\cdot K_{AC} \tag{4.6}$$

（b）　曲げモーメントに対する剛性推定式

$$K_{BI}=\left(\frac{Ed^3}{f(\theta_r)^{-0.2}}\cdot\left(\frac{T}{R}\right)^{1.7}\right)_I\bigg/\left(\frac{Ed^3}{f(\theta_r)^{-0.2}}\cdot\left(\frac{T}{R}\right)^{1.7}\right)_C\cdot K_{BC} \tag{4.7}$$

上記の2式の推定精度は，例えば，1/3 縮小モデルを基準モデルとし，その剛性を基準剛性とした場合，各種寸法 ($d$, $T$, $R$) の ±20% の変化（その結果，$f(\theta_r)$ は 100% に近い変化を示すこともある）に対し，推定誤差は 0～±5% 程度である。実寸モデルを基準モデルとした場合も同様である。また，全寸法が基準モデルの $n$ 倍になると，垂直剛性は式 (4.6) より $n$ 倍に，曲げ剛性は式 (4.7) より $n^3$ 倍になるが，このような場合に対しては，$n$ の大きさにかかわらず両式は正しい推定値を与える。

ここで，式 (4.6) および (4.7) での各種寸法の剛性への影響度を式 (4.4) および (4.5) の場合と比較してみる。まず，ブレースの直径 $d$ の影響は，式 (4.4) および (4.5) の推定通りであったが，コード板厚 $T$ および半径 $R$ の影響は，これらの推定式よりも小さい。特に，曲げに対しては，その相違はかなり大きい。これは，3次元リングモデルでは，リング間を何ら拘束していないので，剪断変形の影響が入っていないことが1つの大きな理由と考えられる（例えば，Fig. 4-3 (b) 参照)。

次に，d/R の関数である f ($\theta$r) の影響度について検討する。垂直力の作用下ではその +0.2 乗に比例するが，曲げの作用下では，−0.2 乗となり3次元リングモデルによる推定と逆符号の影響度を示す。これも，主に剪断変形の影響と考えられる。すなわち，ブレースからの曲げによりコードには引張垂直力と圧縮垂直力が作用する2領域が生じる。これらの領域でのコードの面外変形は逆の方向であり，互いの変形を拘束する。この変形に対する拘束は d/R が小さいと大きく，d/R が大きいと小さくなる。通常，コード幅方向で d/R が大きくなると剛性が上昇するが，曲げの作用下では，前述の影響が大きいため，曲げ剛性は d/R と反比例的な関係をもつ。このため，f ($\theta$r) は負の影響度を示す。

ところで，格点部には，一般に，垂直力と曲げモーメントが同時に作用する。ここで示した剛性は，初期の微小変形弾性状態に対するものであるので，この状態においては，垂直力に対しては式 (4.6) を，曲げモーメントに対しては式 (4.7) をそれぞれ適用すればよい。

4.2.2 基準剛性値

1/3 縮小モデルを基準モデルとし，有限要素法による解析結果を用いると，式 (4.6) における垂直基準剛性 $K_{AC}$ および式 (4.7) における曲げ基準剛性 $K_{BC}$ はそれぞれ次の数値をとる。

$$K_{AC}=9.02\times10^{1}\ (\mathrm{ton/mm}) \tag{4.8}$$

$$K_{BC}=5.72\times10^{5}\ (\mathrm{ton\cdot mm/rad}) \tag{4.9}$$

ただし，$T=15.0$(mm)，$R=149$(mm)，$d=135$(mm)，$E=21000$ (kgf/mm²)，$f(\theta_r)=4.53\times10^{-3}$

また，実寸モデル（全寸法が 1/3 縮小モデルの3倍）を基準モデルとした場合の基準剛性値は，上記の値と式 (4.6) および (4.7) より求めることができ，次のようになる。

$$K_{AC}=9.02\times10^{1}\times3=2.71\times10^{2}\ (\mathrm{ton/mm}) \tag{4.10}$$

$$K_{BC}=5.72\times10^{5}\times3^{3}=1.54\times10^{7}\ (\mathrm{ton\cdot mm/rad}) \tag{4.11}$$

4.2.3 剛性推定式および基準剛性値の適用性

これまでに示した剛性推定式および基準剛性値の適用性について考える。

まず，これらの剛性推定式および基準剛性値から求められるのは，Fig. 2-1 に示したように，センターリブを有するT型格点部がガイドに接している場合の初期剛性である。

また，理論解析では，この時，コードとガイドはガイドのすべての面で完全に接している。言い換えると，隙間が全くないとして行っている。実構造物および実験では隙間があり，これが剛性に影響を及ぼす。そこで，これまでに示した理論解析結果と実験結果を比較してみる。まず，ブレースより垂直力のみが作用する純圧縮の場合を考える。第1報での Fig. 3-8 および本報での Fig. 2-4 および 3-2 より，実験での初期剛性は理論解析の約 1/5 とかなり小さいことが分かる。これに対し，第1報の理論解析では，1/3 縮小モデルを対象とし，コードとガイドの間に隙間がある場合の剛性を調べた。すなわち，ガイドの曲率半径がコードの外半径より 2.5 mm 大きく，その結果，コードは下端のみでガイドに線接触している場合の剛性を求めた。この結果得られた初期剛性は実験結果とほぼ一致した。

他方，曲げ剛性については，Fig. 2-5 および 3-3 でモデルⅥの荷重・変位曲線を比較すると，実験と理論解析でほとんど差がないことがわかる。言い換えると，コードとガイドの間の隙間は曲げ剛性に対してはほとんど影響を及ぼさないことが分かる。

以上のコードとガイドの間の隙間の影響の他に，この種の継手では，低い荷重から塑性化が進行するので，これによっても，剛性は低下する。

本剛性推定式，式 (4.6) および (4.7)，および基準剛性値，式 (4.8)～(4.11) を適用する際，以上の点に留意する必要がある。

## 5 T型格点部の最終強度

ここでは，第2章で示した実験および理論解析結果をもとに，センターリブを有するコードのT型格点部が，ガイドで支持されている状態で，ブレースより垂直力と曲げモーメントが同時に作用する場合の最終強度について検討する。実験および理論解析結果より最終強度相関関係を求めると共に，最終強度時の崩壊挙動について詳細に考察する。

### 5.1 垂直力および曲げモーメントが作用する場合の格点部最終強度相関関係

#### 5.1.1 ブレースより垂直力のみが作用する場合の最終強度

本研究モデルで，格点部にブレースより圧縮垂直力のみが作用する場合の最終強度に関しては，第1報で十分検討を行い，各種寸法の影響を含む次式を得た。

$$P_{uc}/(\sigma_Y\cdot T^2)=38.2\beta-3.09 \tag{5.1}$$

ここで，$0.346\leq\beta\leq0.546$，$\beta=d/D$

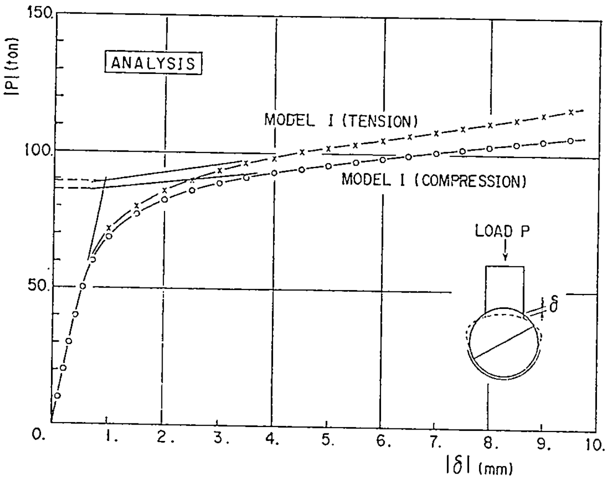



Fig. 5-1 Vertical load ($P$) and displacement ($\delta$) relations under tensile and compressive loads (Theoretical analysis)

補強およびガイド支持のない通常のT型格点部にブレースから圧縮垂直力または引張垂直力が作用する場合の最終強度 $P_u$ は，多くの実験結果を統計的に処理した文献3によると次式で表わされる。

（a） 圧縮垂直力に対する最終強度

$$P_{uc}/(\sigma_Y\cdot T^2)=(4.1+20.3\beta)\cdot Q \qquad (5.2)$$

ここで，$Q=\begin{cases}1.0 & \beta\leq 0.6\\ 0.3/\beta(1-0.833\beta) & \beta>0.6\end{cases}$

（b） 引張垂直力に対する最終強度

$$P_{ut}/(\sigma_Y\cdot T^2)=2.15(4.1+20.3\beta)\cdot Q \qquad (5.3)$$

上式によると引張時の最終強度は圧縮時の 2.15 倍になることがわかる。これは，格点部がパイプとパイプの接合による曲面構造であるため，その形状影響により，圧縮時と引張時の崩壊モードが異なるためと，最終強度の定義によると考えられる。すなわち，上記の文献での最終強度は，圧縮あるいは引張荷重に対する最大耐荷力であり，本論文での定義による最終強度より，特に引張荷重の場合，かなり高い値を示すものと考えられる。

そこで，本研究のモデルに対し，引張荷重時と圧縮荷重時での挙動の相違を，理論解析により調べてみた。モデルIに対し引張荷重が作用した場合の荷重・変位曲線を圧縮荷重を作用させた場合と比較して Fig. 5-1 に示す。図より初期の剛性はほぼ同じであるが，変形が大きくなると圧縮時より引張時の方が高い荷重を示し，その差は大きくなっていく。これは先に述べた崩壊に至るまでの変形モードの相違によると考えられる。しかしながら，本論文の定義に従って最終強度を決定すると図に示すように圧縮時と引張時ではほとんど差が見られない。したがって，本研究においては，ガイドで支持されコード内にリブを有するT型格点部の圧縮時と引張時の最終強度は同じであると考え，共に，式(5.1)が適用できるものとする。

### 5.1.2 ブレースより曲げモーメントのみが作用する場合の最終強度

文献3によれば，格点部に面内曲げモーメントのみが作用する場合の最終強度 $M_{ub}$ は次のような実験式で表わされる。

$$M_{ub}/(\sigma_Y\cdot T^2\cdot d)=6.1\cdot\beta\cdot(D/2T)^{0.5} \qquad (5.4)$$

上式は先述のように，コード内の補強材やレグガイドがない場合を対象としている。これを本研究で対象としている格点部に適用することを考える。上式では，最終強度は $(D/2T)$ の 0.5 乗に比例する。これを理論解析により調べる。本研究での理論解析モデルのコード板厚 $T$は 15mm であるが，この板厚だけを 10mm に変化させた場合の純曲げ強度を求めた。$T$=15mm の場合，最終強度 $M_{ub}$ は 4.05ton·m であったのに対し，$T$=10mm にすると $M_{ub}$ は 2.10ton·m まで低下した。この2つの結果では，最終強度は，式 (5.4) と同じく，$(D/2T)$ のほぼ 0.5 乗に比例している。ただし，モデルの条件および最終強度の定義の相違の影響として，式 (5.4) の右辺の係数 6.1 は修正する必要があり，本研究での格点部の純曲げ最終強度は，結局，次式で表わされる。

$$M_{ub}/(\sigma_Y\cdot T^2\cdot d)=3.11\cdot\beta\cdot(D/2T)^{0.5} \qquad (5.5)$$

上式を，コード板厚$T$に注目して見ると，最終強度 $M_{ub}$ は$T$の 1.5 乗に比例していることが分かる。

### 5.1.3 垂直力と曲げモーメントが同時に作用する場合の最終強度相関関係

本研究で用いたモデルの寸法および材料定数は理論解析では全て同じであるが，実験モデルでは若干の差がある。このため，実験により得られた最終強度をそのまま用いて最終強度相関関係を得ることはできない。特に，コードの材料の降伏応力 $\sigma_Y$ および板厚$T$の最終強度への影響は大きいと考えられるので，まず，この補正を行う。

5.1.1 および 5.1.2 項より $\sigma_Y$ および $T$ の最終強度への影響は次式で表わされることが分かった。

（a） 垂直力だけが作用する場合の最終強度

$$P_{uc},\ P_{ut}\propto\sigma_Y\cdot T^2 \qquad (5.6)$$

（b） 曲げモーメントだけが作用する場合の最終強度

$$M_{ub}\propto\sigma_Y\cdot T^{1.5} \qquad (5.7)$$

そこで，上式を適用して，実験により得られた最終強度を補正した。すなわち，実験モデルの $\sigma_Y$ および$T$を理論解析モデルに等しくなるように補正して最終強度を推定した。この結果を Table 5-1 に示す。

さらに，理論解析での純圧縮および純曲げ時の最終強度，$P_{uc}$ および $M_{ub}$ を用いて，実験および理論解析により得られた垂直力と曲げモーメントが同時に作用する場合の最終強度 ($P_u$, $M_u$) を無次元化した。この結果

Table 5-1 Ultimate strength of models (Experiment)

| ULTIMATE STRENGTH \ NAME OF MODEL | MODEL I | MODEL II | MODEL III | MODEL IV | MODEL V | MODEL VI |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Pu' (Pu FOR T=15 & $\sigma_Y$=30) (ton) | 88.0 | 94.8 | 68.6 | 64.6 | 15.4 | 0. |
| Mu' (Mu FOR T=15 & $\sigma_Y$=30) (ton·m) | 0. | 1.42 | 1.84 | 3.58 | 4.71 | 5.02 |
| Pu'/Puc (ANALYSIS) | 1.011 | 1.090 | 0.789 | 0.743 | 0.177 | 0. |
| Mu'/Mub (ANALYSIS) | 0. | 0.349 | 0.455 | 0.884 | 1.163 | 1.239 |

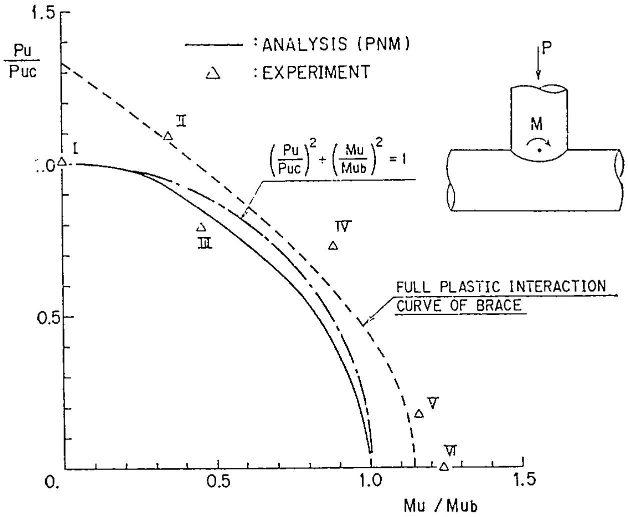



Fig. 5-2 Interaction relation of ultimate strength

を Table 3-2 および 5-1 に示す。これらの計算結果を図で表わすと，Fig. 5-2 に示すような最終強度相関関係が得られる。ここで，理論解析により得られた相関関係を見ると，その形状は円に近く，近似的に次式で表わすことができる。

$$(P_u/P_{uc})^2+(M_u/M_{ub})^2=1 \qquad (5.8)$$

## 5.2 T型格点部の最終強度に関する考察-I（格点部の崩壊挙動）

これまでに示した実験および理論解析により得られた最終強度相関関係をもとに垂直力および曲げモーメントが同時に作用する格点部の最終強度時の崩壊挙動について考察を行う。

### 5.2.1 実験結果と理論解析結果の比較

まず，Fig. 5-2 に示した実験結果と理論解析結果を比較する。純圧縮の場合は2つの結果はほぼ一致しているが，曲げの作用が大きくなると実験結果の方が若干高い最終強度を示す傾向にある。これは，主に，理論解析では加工硬化を考慮していないためと考えられる。すなわち，格点部に作用する曲げモーメントが大きくなると，最終強度時に局部的に非常に大きなひずみを生じる領域があり，加工硬化の影響が大きくなる。

### 5.2.2 ブレースの最終強度相関関係

最終強度時の崩壊が，コードとブレースのいずれで生じているのかを検討するため，ここで，まず，ブレースの最終強度相関関係を求める。

ブレースのような円形断面パイプ部材に軸力 $P$ と曲げモーメント $M$ が作用する場合の全断面塑性強度，すなわち，材料の加工硬化がないとした場合の最終強度相関関係は，次式で表わされる。

$$\Gamma_{ub}=M/M_{pb}-\cos(\pi P/2P_{pb})=0 \qquad (5.9)$$

本研究における解析モデルのブレース寸法および降伏応力の場合，$P_{pb}$ および $M_{pb}$ は次の値となる。

$$P_{pb}=115.9(\mathrm{ton}),\ M_{pb}=4.62(\mathrm{ton\cdot m}) \qquad (5.10)$$

ただし，$d=135(\mathrm{mm})$，$t=9.82(\mathrm{mm})$，

$\sigma_Y=30(\mathrm{kgf/mm^2})$

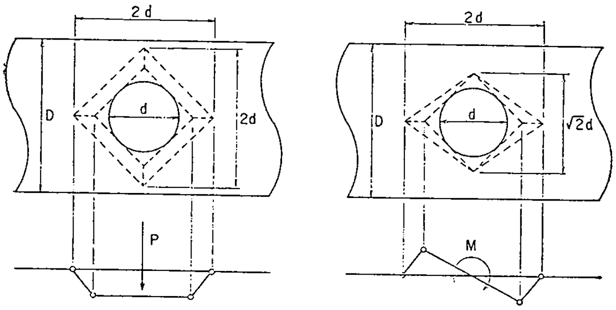
上記の値を，式（5.9）に代入し，格点部の最終強度と同様，理論解析による $P_{uc}$ および $M_{ub}$ によって無次元化を行ったブレース最終強度相関関係を Fig. 5-2 に示す。

### 5.2.3 格点部の崩壊挙動

次に，実験および理論解析により得られた格点部の最終強度相関曲線とブレースの最終強度（全断面塑性）相関曲線を比較する。このうち，理論解析による相関関係とブレースの相関関係は共に加工硬化を考慮していないので，対等の比較ができる。まず，格点部に作用する垂直力と曲げモーメントのうち，垂直力が支配的である場合は，明らかにブレースに十分余剰耐力が残っており，最終強度時にコードが崩壊していると考えられる。一方，曲げモーメントが支配的な場合は，実験および理論解析結果を見ると，最終強度時に，ブレースおよびコード共に，かなり広範囲にわたって塑性化が進展しており，崩壊に近い状態にある。そこで，いずれが崩壊しているのかを調べるために，その代表的な純曲げ状態のモデルVIに対する結果を詳細に検討した。その結果，（i）最終強度時の塑性化領域は，コードの方がより広範囲にわたっていること，さらに，（ii）Fig. 2-7 に示したように，ブレースの傾きは主にコードの変形が原因で生じていること，などが知られた。これらの結果から判断して，次の結論が得られる。すなわち，本研究で対象としている格点部モデルの場合，あらゆる垂直力および曲げモーメントの組合せ荷重に対して，格点部の強度はコードの強度によって支配されていると考えられる。そこで，次に，コードが崩壊する場合のモードについて考える。ただし，寸法が変化し，コードに対するブレースの相対強度が本研究モデルよりも少し低下すると，ブレースが先に最終強度に至り，格点部が崩壊することになると考えられる。

## 5.3 T型格点部の最終強度に関する考察-II（コードの崩壊モード）

前節において，本研究でのT型格点部の場合，垂直力および曲げモーメントの組合せ荷重に対して，常に，コ




（a） For vertical load　　（b） For bending moment

Fig. 5-3 Assumed plastic hinge lines and resulting mechanisms

ード側が最終強度に至って格点部が崩壊することが明らかになった。ところで，コードの両極端の崩壊モードとしては，次の2つが考えられる。1つはコードの変形が生じるような塑性関節線による機構を形成する場合で，もう1つはブレースとの接合部の周囲に剪断降伏線の閉曲線が生じる場合である。塑性関節線による機構としては種々の機構が考えられる。一方，剪断降伏としては，それに対応する荷重が最小になるのは，剪断降伏線がブレースとの接合部に外接して生じる場合であるので，このような状態を対象とすればよい。以下，コードの崩壊モードが，この2つの崩壊モードのいずれに近いかを検討する。

### 5.3.1 塑性関節線による機構が形成される場合の崩壊荷重

コード形状は曲面であるので，塑性関節線による機構を厳密に検討し，その最小荷重を見い出すことは難しい。ここでは，コードを平面と考え，関節線の形状を実験および理論解析結果をもとにできるだけ単純な形に仮定して，その崩壊荷重を求めてみる。

まず，純圧縮の場合に対して考える。この場合の最も単純な関節線形状としては，Fig. 5-3 (a) に示すような形状が考えられる。これは，第1報で最終強度の簡易式を導く時に仮定した形状と同じである。関節線の生じる位置は，実験および理論解析結果を参考に決定した。コード板厚 $T=15\,\mathrm{mm}$ および降伏応力 $\sigma_Y=30\,\mathrm{kgf/mm^2}$ に対するこの場合の崩壊荷重 $P_{uc}$ は 92.1 ton となる。これは実験および理論解析結果に非常に近い。

次に，純曲げの場合を考える。この場合の最も単純な関節線形状としては，Fig. 5-3 (b) のような形状が考えられる。この関節線形状は，Fig. 2-7 に示したように，純曲げの場合は，崩壊時に中央断面で変形がほとんど生じていないことに基づいている。この場合の崩壊モーメント $M_{ub}$ は 10.0 ton·m である。これは実験および理論解析結果よりかなり大きい。

以上の純圧縮および純曲げ崩壊荷重を，実験および理論解析結果と比較して Fig. 5-4 に◎印で示す。

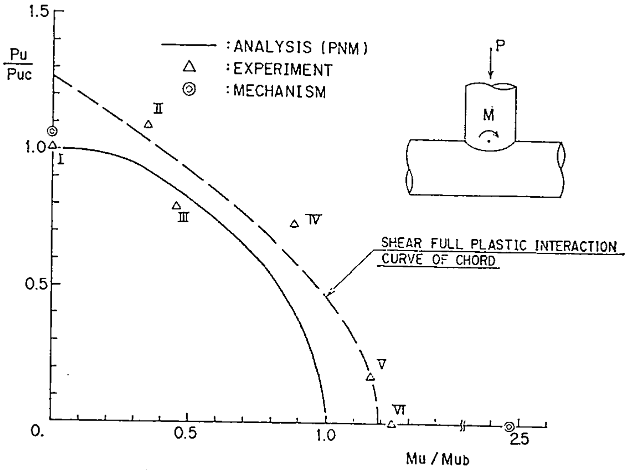



Fig. 5-4 Interaction relation of ultimate strength by shear yielding and mechanism

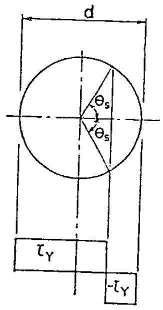



Fig. 5-5 Assumed stress distribution for shear yielding

### 5.3.2 全断面剪断降伏が生じる場合の崩壊荷重

次に，剪断降伏する場合の崩壊荷重を考える。ブレースより接合部に垂直力と曲げモーメントが同時に作用する場合の接合部での一般的な剪断降伏応力分布を Fig. 5-5 のように仮定する。簡単のため，ここでも，コードを平面と考えている。このコード断面の剪断応力はブレースの軸方向の応力であり，この分布を積分することにより，これと釣り合うブレースよりの作用垂直力および曲げモーメントを求めることができる。この積分結果を次式に示す。

$$M/M_s-\cos(\pi P/2P_s)=0 \qquad (5.11)$$

本研究における解析モデルの場合，上式の $P_s$ および $M_s$ は次の値となる。

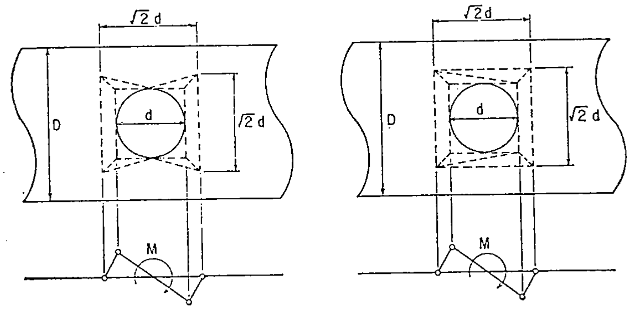
$$P_s=111.0\ (\mathrm{ton}),\quad M_s=4.81\ (\mathrm{ton\cdot m}) \qquad (5.12)$$

ただし，$d=135$ (mm)，$T=15$ (mm)，$\tau_Y=\sigma_Y/\sqrt{3}$ (Mises の条件を採用)$=17.32$ (kgf/mm$^2$)

式 (5.11) および (5.12) で表わされる剪断降伏相関関係を，Fig. 5-4 に破線で示す。

### 5.3.3 コードの崩壊モードの検討

ここで，コードの崩壊モードについて検討する。Fig.




(a) A (b) B

Fig. 5-6 Assumed plastic hinge lines and resulting mechanisms for bending moment

5-4 で，塑性節点法による理論解析で得られた最終強度と，機構および剪断降伏による崩壊荷重を比較してみる。これらはすべて，加工硬化を考慮していない。主に垂直力が作用する場合は，機構による崩壊荷重が理論解析結果に非常に近い値を示している。一方，曲げの作用が増加していくと，剪断降伏による崩壊荷重が理論解析結果に近い値を示すようになる。純曲げの場合は，Fig. 5-3 (b) に示した機構による崩壊荷重は，理論解析結果の約2.5倍の大きさであるのに対し，剪断降伏による崩壊荷重は理論解析結果にかなり近い。ただし，機構による崩壊荷重は関節線の形状に依存するので，Fig. 5-3 (b) の他で，これより低い崩壊荷重を示す機構も有り得る。そこで，いくつかの簡単な機構を仮定して崩壊荷重を求めた。Fig. 5-6 にその関節線形状を示す。それぞれの崩壊荷重は（a）の場合は 8.35 ton·m，（b）の場合は 10.5 ton·m であった。いずれも Fig. 5-3 (b) の場合と大差はなく，曲げに対して機構を形成するにはかなり大きなモーメントが必要であるようである。

次に，コードの変形状態をみる。Fig. 2-6 に示したように純圧縮の場合は広い領域で大きな変形が生じている。これに対し，純曲げの場合は Fig. 2-7 に示したようにコード中央断面ではほとんど変形が生じず，コードの長さ方向で接合部付近に多少生じている程度である。

以上の結果をもとに，コードの崩壊モードを推察すると次のようになる。まず，主に垂直力が作用する場合は機構を形成し易く，剪断降伏線が接合部の全周にわたって形成される前に機構を形成して最終強度に到る。一方，曲げ作用が大きくなると，変形が局部的に限られ，機構が形成される以前に剪断降伏線が全周にわたって生じるか，あるいは，剪断降伏線と関節線の組合せモードが形成されて最終強度に至ると考えられる。

上記の崩壊モードを別の観点より検討する。すなわち，5.1 節において示した最終強度とコード板厚 $T$ の関係は次のようになっている。純圧縮に対する最終強度はコード板厚 $T$ の2乗に比例するが，純曲げの場合は $T$ の1.5乗に比例する。ところで，各崩壊モードと板厚 $T$ との関係を考えると，機構による最終強度は関節線の形状が同じであればコード板厚 $T$ の2乗に比例する。一方，剪断降伏の場合は $T$ の1乗に比例する。これらの点からも，垂直力が主として作用する場合は機構を形成することにより，また，曲げが主体になると，剪断降伏あるいは剪断降伏と機構の組合せモードにより崩壊に至っていると考えられる。ただし，上記のような荷重の種類と崩壊モードの関係は板厚によっても変ることが考えられる。すなわち，板厚が本研究での範囲よりもさらに小さくなると純曲げの場合でも機構を形成し易く，逆に大きくなると純圧縮の場合でも剪断降伏し易くなると考えられる。

## 6 結 言

ジャッキアップ・リグのレグのT型格点部の局部強度に関する系統的な理論解析および模型実験を行った結果，以下の結論が得られた。

（1） ガイドで支持されたコードにブレースより垂直力および曲げモーメントが作用する場合の弾性剛性推定式を導出した。

（i） 垂直力に対する剛性は，式 (4.6) により推定することができる。

（ii） 曲げモーメントに対する剛性は，式 (4.7) により推定することができる。

（2） 同様に，垂直力と曲げモーメントが同時に作用する格点部の最終強度を検討した。

（i） 垂直力のみが作用する場合の最終強度は，式 (5.1) で表わされる。

（ii） 曲げモーメントのみが作用する場合の最終強度は，式 (5.5) で表わされる。

（iii） 軸力と曲げモーメントが同時に作用する場合の最終強度相関関係は Fig. 5-2 に示されている。これは近似的に式 (5.8) により表わすことができる。

（3） 格点部の崩壊挙動を検討した結果，以下の現象が解明された。

（i） 本研究の格点部モデルの場合，あらゆる垂直力および曲げモーメントの組合せ荷重に対して，常にコード側が最終強度に達して格点部が崩壊する。

（ii） コードの崩壊モードを大別すると，主に垂直力が作用する場合は塑性関節線による機構を形成し，曲げが大きくなると剪断降伏あるいは剪断降伏と機構の組合せモードにより崩壊に至っていると考えられる。

### 謝 辞

本研究を遂行するにあたり，多大なる御協力をいただ

いた，大阪大学溶接工学研究所　古木良一技官，大学院生　片岡保人君，日立造船技術研究所　岩田節男氏に厚く御礼申し上げます。また，本研究は文部省の科学研究費の補助を受けて行われたことを付記する。

## 参考文献


1) 上田，松石，石浜，中長，田伏：ジャッキアップ・リグのレグの最終強度に関する研究（第1報）―格点部の局部強度―，日本造船学会論文集，第154号（1983），pp. 448～457.
2) 例えば，上田，矢尾，藤久保：塑性関節法の一般化に関する研究，日本造船学会論文集，第146号（1979），pp. 307～313.
3) C. J. Billington, M. Lalani, I. E. Tebbett: Background to New Formulae for the Ultimate Limit State of Tubular Joints, Proc. of Offshore Technology Conference (1982), OTC 4189.