

# ねじりをうける鉄筋コンクリート部材の 設計法に関する研究

## DESIGN METHOD FOR REINFORCED CONCRETE MEMBERS UNDER TORSION

松 島 博\*  
By Hiroshi Matsushima

### 1. 要 旨

この研究は、曲げ-ねじりをうける長方形断面鉄筋コンクリート部材の設計法を、破壊強度設計法の立場から検討し提案したものである。このとき部材の強度だけでなくその変形をも重視し、またその設計法は部材に作用する曲げモーメントとねじりモーメントの比の変化に対応しうるもので、したがって純ねじりおよび純曲げの場合にも適用することができる。

従来、ねじりをうける鉄筋コンクリート部材に関する研究の重点はその強度に向けられていて、変形特に破壊時の変形についての理論的研究は皆無に近い。これまで多くの研究者によって採用されてきた曲げ-ねじりの相関曲線による方法や、破壊面について力またはモーメントのつり合いだけを考えひずみを無視した方法では、変形の問題を取り扱うことができない。このような変形を無視した設計法は適当ではない。

設計法の基礎となる破壊機構を明らかにするために、曲げ-ねじりをうける部材の特殊な破壊面に着目して仮想断面を設定し、この断面に Skew Bending が作用するものとして解析を行なった。このためにまず、鉄筋とコンクリートについて応力度とひずみ度の関係式を特にそれらの破壊時近傍に重点をおいて定め、仮想断面について、力のつり合い条件とひずみの適合条件をとともに満足するように強度に関する一般式を導出した。この一般式に対して部材降伏時と破壊時の条件を導入して、それぞれの強度計算式を求めた。変形についても、部材降伏時と破壊時におけるひずみの条件などに基づき、プラスチックヒンジの長さをも考慮してその計算式を求めた。

部材の降伏強度を設計の基準にとって設計式を提案し、必要な係数はあらかじめ計算して図表で示した。また実験によって強度と変形の両方について実験値と計算

値の比を求め、これによって設計式の信頼性を示す強度低減係数を決定した。

### 2. 従来の研究と外国の設計基準の概要

#### (1) 従来の研究

無筋コンクリート部材の純ねじりに対しては、コンクリートを完全な弾性体または塑性体と仮定した一般ねじり理論を適用したものが多く、前者には St. Venant 理論があり、また相似法を用いた L. Prandtl の Membrane Analogy がある。後者には A. Nadai の Sandheap Analogy がある。部材の破壊は、これらの方法で計算したねじりせん断応力度がコンクリートの曲げ強度または引張強度に達したときに起こるとした。これらのいわゆる古典的ねじり理論に対して、T.T.C. Hsu は高速度カメラによる破壊状況の観察結果からねじりに関する Skew Bending 理論を提案した<sup>1)</sup>。これは、コンクリートのような脆い材料のねじれ破壊は、長方形断面のときその長辺に平行で部材軸方向と 45° の傾きをなす軸に関する曲げによって起こるとしたものである。これによれば、図-1 に示すようにねじりモーメント  $T_u$  は曲げ成分  $T_b$  とねじり成分  $T_t$  に分けられ、

$$T_b = T_u \cos \phi \cdot \frac{x^2 y \operatorname{cosec} \phi}{6} f_r \dots \dots \dots (2.1)$$

$T_u$  は  $\phi=45^\circ$  のとき最小値をとるから、

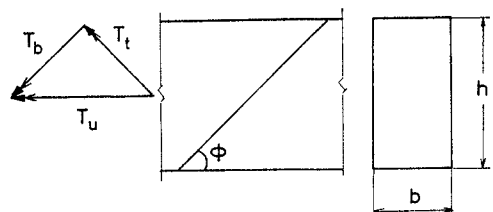


図-1 ねじりモーメントの成分 (T.T.C. Hsu)

\* 正会員 工修 早稲田大学大学院博士課程

$$T_u = \frac{x^2 y}{6} f_r (\sec \phi \cdot \operatorname{cosec} \phi) = \frac{x^2 y}{3} f_r \dots (2.2)$$

ここで、

$T_u$ ：破壊ねじりモーメント

$f_r$ ：コンクリートの曲げ強度

純ねじりをうける鉄筋コンクリート部材の破壊強度については、従来の研究のほとんどがコンクリートと鉄筋の負担するねじり抵抗モーメントの和であるとして、次式で示している。

$$M_{tu} = M_{tc} + \rho b_1 h_1 \frac{a_{sp} \sigma_{sy}}{s} \dots (2.3)$$

$b_1, h_1$ ：閉じたスターラップの、それぞれ短辺と長辺の長さ

$a_{sp}, s$ ：スターラップ1本の断面積とスターラップ間隔

$\sigma_{sy}$ ：スターラップの降伏点応力度

ここで、H.J. Cowan の考え方に基づく Australian Code によれば、 $M_{tc}$  は同一断面同一コンクリートの無筋部材の弾性破壊ねじりモーメントで、 $\rho = 1.6$  とする。T.T.C. Hsu によれば  $M_{tc}$  は圧縮域コンクリートのせん断抵抗であるとし、主として実験結果から  $M_{tc} = (2.4 / \sqrt{x}) x^2 y \sqrt{f_c}$ 、 $\rho = 0.33(2 + y_1/x_1) \leq 1.50$  としたが、これが ACI Standard に採用されている。DIN では、破壊時のねじりせん断応力度はすべて鉄筋で負担させるものとして、 $M_{tc} = 0$ 、 $\rho = 2.0$  とした。

ひびわれ発生後のねじり変形については、ほとんどの研究において無視されていて、T.T.C. Hsu の提案した次の実験式が唯一のものである<sup>2)</sup>。

$$\theta_u = (28 + 3.2 p_t) \theta_{up} = \frac{0.106 + 0.012 p_t}{\beta x} \cdot \left(1 + \frac{10}{x^2}\right) (\text{deg/inch}) \dots (2.4)$$

$\theta_u$ ：鉄筋コンクリート部材の破壊時のねじれ角

$\theta_{up}$ ：同一断面同一コンクリートの無筋部材の破壊時のねじれ角

$p_t$ ：総鉄筋比 (%)

曲げ-ねじりをうける鉄筋コンクリート部材については、曲げとねじりをまったく別個に考えてそれぞれに対して設計すべきことを提案した H.J. Cowan の初期の研究 (1953) がある。次に、多くの実験結果から曲げ-ねじりの関連曲線を描き、それらの中で安全側にあるものを設計の基準にとる方法があり、部材の断面形状や補強の方法などによって変化する多数の関連曲線が提案されている。これらの方法に対して、部材の破壊機構を明らかにしようとする試みとしては、部材に形成される特殊な破壊面に着目して、この面に関する内外力のつり合いから破壊強度を求める N.N. Lessig らの研究がある<sup>3)</sup>。これによれば、図-2 に示す 2 つの形式の破壊面を仮定し、いずれの形式で破壊するかは曲げ-ねじり比、

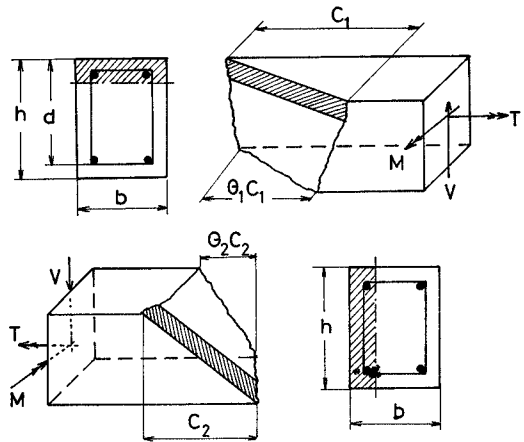


図-2 曲げ-ねじりによる破壊面 (N.N. Lessig ら)

断面形状および補強の方法によって決まるとした。そして、それぞれの破壊形式について中立軸に関するモーメントのつり合いを求めて破壊強度計算式を誘導したが、内力としては軸方向鉄筋の応力、底面と側面にあるスターラップの応力および圧縮域コンクリートの圧縮応力を取り、破壊時には鉄筋はいずれも降伏するとした。

従来の研究の中で、部材の破壊面に着目してその破壊機構を明らかにしようとしたものは、無筋コンクリートに対する T.T.C. Hsu の研究および鉄筋コンクリートに対する N.N. Lessig らの研究である。著者の研究は、外力として作用するねじりモーメントと曲げモーメントを破壊面に関する成分におきかえて、それらの曲げ成分の和を求め、この曲げ成分について破壊面と同一断面をもつ部材の曲げを考えた。この点で T.T.C. Hsu の研究と類似しているといえよう。しかし、N.N. Lessig らのものとは考え方がまったく異なる。

(2) 外国におけるねじりに対する設計法<sup>4),5)</sup>

ACI と CEB-FIP の基準の概要を述べる。

ねじりせん断応力度の計算は、ACI は T.T.C. Hsu の無筋部材に対する Skew Bending 理論に基づいて、長方形充実断面からなる部材に対しては次式を用いる。

$$v_{tu} = \frac{3 T_u}{\phi \sum x^2 y} \dots (2.5)$$

$v_{tu}$ ：全設計ねじり応力度

$T_u$ ：設計ねじりモーメント

$x, y$ ：断面の長方形部分の短辺および長辺の長さ

$\phi$ ：強度低減係数

長方形中空箱形断面に対しては、その壁厚に応じて式中の  $\sum x^2 y$  を低減して用いる。

CEB-FIP は、ACI とは逆に中空断面に対する式を定め、充実断面に対してはこれを修正して用いることとした。すなわち、ねじりせん断応力度は中空断面に対し

て Thin-walled tubular beam 理論によって、

$$\tau_t = \frac{C^*}{2 A_0 b_0} \dots\dots\dots (2.6)$$

$\tau_t$  : ねじりせん断応力度の設計用値

$C^*$  : ねじりモーメント

$A_0$  : 壁中心線内の面積

$b_0$  : 考える点の壁厚

充実断面に対しては、理論的に定めた壁厚をもつ等価中空断面におきかえて上式を用いる。

補強の方法は、ACI においては部材の破壊強度はコンクリートと鉄筋のそれぞれ負担する抵抗モーメントの和であるとする式 (2.3) の考え方にしたがってスターラップ断面積  $A_t$  を求め、ついで  $A_t$  の平均的断面積と等しくなるように軸方向鉄筋断面積を次式で示した。

$$A_t = \frac{(v_{tu} - v_{tc}) s \sum x^2 y}{3 \alpha_t x_1 y_1 (f_y)}, A_t = 2 A_t \frac{x_1 + y_1}{s} \dots (2.7)$$

$v_{tc}$  : コンクリートの負担するねじり応力度

$$\alpha_t = \{0.66 + 0.33(y_1/x_1)\} \leq 1.50$$

CEB-FIP の補強に対する考え方は、ねじりせん断応力度はすべて鉄筋に負担させるものとし、純ねじりの場合について、

$$\frac{A_t}{t} = \frac{\sum A_t}{p} = \frac{C^*}{2 A_0 R_a^*} \dots\dots\dots (2.8)$$

$A_t, \sum A_t$  : それぞれ、スターラップ 1 組と軸方向鉄筋の断面積

$t$  : スターラップ間隔

$p$  : 壁厚中心線にそった周長

$R_a^*$  : 鉄筋の設計用強度

上式において、軸方向鉄筋断面積はスターラップ平均断面積と等しくなるように定めてある。曲げ-ねじりの場合の補強は、軸方向鉄筋とスターラップを別々にしてねじりと曲げについて算定してこれを加算する。

組合せ応力に対しては ACI, CEB-FIP ともに、それらの相関作用に基づいてせん断応力度の上限を定めている。

ACI は、ねじりとせん断の組合せに対してねじりせん断応力度の上限を次のように定めた。

$$\frac{12 \sqrt{f_c'}}{\sqrt{1 + (1.2 v_u/v_{tu})^2}} \dots\dots\dots (2.9)$$

$f_c'$  : コンクリートの設計基準強度 (psi)

$v_u$  : せん断応力度

これに対して CEB-FIP においては、ねじりと曲げの組合せ応力に対して、

$$\frac{\tau_{0u}^*}{\tau_{0u}^*} + \frac{\tau_t^*}{\tau_{tu}^*} \leq 1.0 \dots\dots\dots (2.10)$$

ただし、変形の制限が必要なときは、1.0 の代わりに 0.7 とする。

$\tau_{0u}^*$  : せん断応力度

$\tau_{0u}^*$  : 純曲げのとき、せん断力による破壊時のせん断応力度の設計用値

$\tau^*$  : ねじりせん断応力度

$\tau_{tu}^*$  : 純ねじりのとき、ねじりモーメントによる破壊時のせん断応力度の設計用値

### (3) 本研究の特色

これらの研究および設計基準と比較して著者の研究の特色と思われるものを述べれば次のとおりである。

曲げ-ねじりをうける 長方形断面鉄筋 コンクリート部材に対して、その破壊機構を解析した上でその結果に基づいて設計法を提案した。このとき、力のつり合い条件とひずみの適合条件をともに満足するようにして、部材の降伏時と破壊時について強度と変形を同時に評価する方法を示した。この方法は、断面の縦横比と曲げ-ねじり比の組合せの変化に対応しうるもので、したがって荷重に関しては純ねじりおよび純曲げの場合にも適用することができる。このための解析方法には、従来の研究と比較して次のような差異がある。

#### a) Skew Bending の考え方の採用

破壊面を理想化した逆台形複鉄筋断面を仮想断面として設定し、外力として作用するねじりモーメントと曲げモーメントをこの面に関する曲げモーメントにおきかえる。そして曲げをうける仮想断面部材の強度と変形から部材の強度と変形を評価する式を導いた。この方法は無筋部材についての T.T.C. Hsu の考え方<sup>1)</sup> に近いが、鉄筋コンクリート部材についての N.N. Lessig らの研究<sup>3)</sup> とは異なる。

#### b) 仮想断面の設定

仮想断面が部材各辺を切る線の部材軸方向に対する傾き  $\theta_{1-3}$  を、断面縦横比と曲げ-ねじり比の組合せで決まる変数とした。すなわち、その組合せの変化を仮想断面の形状寸法の変化におきかえた。T.T.C. Hsu<sup>1)</sup>, N.N. Lessig<sup>3)</sup>, H. Gesund<sup>5)</sup> らの研究で破壊面が種々の方法で示されているが、それらの方法と比較して著者の方法は、部材断面の縦横比と曲げ-ねじり比の組合せに柔軟に対応しうる。

#### c) 外力の取り扱い

ねじりモーメントと曲げモーメントをお互いに直交するベクトルで表示し、仮想断面に関するこれらのベクトルの成分の和を求めて、これを仮想断面に作用する外力とする。これはねじりモーメント、曲げ-ねじり比および断面の縦横比の関数として示される。

#### d) つり合い方程式

力のつり合いとともにひずみの条件をも満足するように、仮想断面についてつり合い方程式を立てた。ねじりに関する従来の研究では、ひずみの条件が無視されてい

る。

軸方向鉄筋比とスターラップ比の割合を、断面の縦横比と曲げ-ねじり比の組合せによって変化させ、両方の鉄筋が同時に降伏するようにする。これによって有効で経済的な補強が可能となるが、曲げ-ねじり比の変化に応じた鉄筋比の割合の決定については、従来ほとんど検討されていない。

under-reinforced の場合だけを研究の対象とし、引張鉄筋の降伏時と圧縮側コンクリートの圧壊時の両方について強度と変形を検討した。そして、ここで形成される plastic-hinge に着目した。

鉄筋の dowel action を無視した。その大きさの評価方法については不明確な点が多く、また研究者によってその作用は大きいとするもの、あるいは小さいとするものがある。軸方向鉄筋のみをもつ部材の破壊強度が無筋部材のものに比べて 10~15% の増加に止まるという文献<sup>9)</sup> および、このような部材のほとんどがひびわれ発生直後に破壊した著者の実験結果から、本研究では dowel action を一応無視することにした。

e) 変形の重視

従来の研究において無視されてきた破壊時近傍における曲げ-ねじり変形の評価方法について一つの考え方を示した。

3. 解 析

(1) 仮想断面の設定

a) 破 壊 面

曲げ-ねじりをうける鉄筋コンクリート部材の破壊面は曲面であるが、これを図-3に示すように理想化してその4辺が部材軸方向と  $\theta_1, \theta_2$  および  $\theta_3$  の傾きをもつ面で近似する。部材内の力のつり合い機構はひびわれ発生とともにまったく変化し、主なひびわれの発達した側が引張域に、その反対側が圧縮域となる。

引張側の角度  $\theta_1$  は、主として曲げによる垂直応力とねじりによるせん断応力に基づく主応力の方向で決定される。長方形断面にねじりモーメント  $M_t$  と正の曲げモーメント  $M_b$  が作用するとき、部材底面の主応力度  $\sigma_{p\text{-bottom}}$  は、

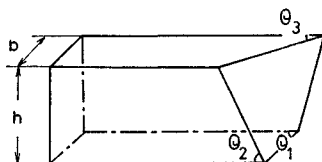


図-3 破 壊 面

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{p\text{-bottom}} &= \frac{3\alpha\varphi}{h/b} \left[ 1 + \sqrt{1 + \left\{ \frac{q(h/b)}{3\alpha\varphi} \right\}^2} \right] \sigma_{tu} \\ \text{その方向は、} \\ \theta_1 &= \tan^{-1} \left[ \frac{3\alpha\varphi}{q(h/b)} \left( 1 + \sqrt{1 + \left\{ \frac{q(h/b)}{3\alpha\varphi} \right\}^2} \right) \right] \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3.1)$$

部材の側面において、

$$\sigma_{p\text{-side}} \cong \sigma_{tu}, \theta_1 = \tan^{-1} 1 = 45^\circ \dots\dots\dots (3.2)$$

部材の上面において、

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{p\text{-top}} &= \frac{3\alpha\varphi}{h/b} \left[ 1 - \sqrt{1 + \left\{ \frac{q(h/b)}{3\alpha\varphi} \right\}^2} \right] \sigma_{tu} \\ \theta_1 &= \tan^{-1} \left[ \frac{3\alpha\varphi}{q(h/b)} \left( -1 + \sqrt{1 + \left\{ \frac{q(h/b)}{3\alpha\varphi} \right\}^2} \right) \right] \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3.3)$$

ここで、

$\varphi = M_t/b^2 h \tau_t$  : コンクリートの塑性を考慮したねじり定数

$q$  : 断面の短辺中点と長辺中点におけるねじりせん断応力度の比

$\sigma_{tu}$  : コンクリートの引張強度

$$\alpha = M_b/M_t$$

これらの式を用いて  $h/b$  の値ごとに  $\alpha - \sigma_{p\text{-bottom}}/\sigma_{p\text{-side}}$  の関係を図-4に示す。これによれば、 $h/b=1.0 \sim 2.0$  の断面に対して、 $\alpha > 0.5$  のときは  $\sigma_{p\text{-bottom}}/\sigma_{p\text{-side}} > 1.0$  であるから、主なひびわれは部材底面に発生し圧縮域は部材上面に形成されるものと判断される。これについては、補強方法も影響をおよぼすものと

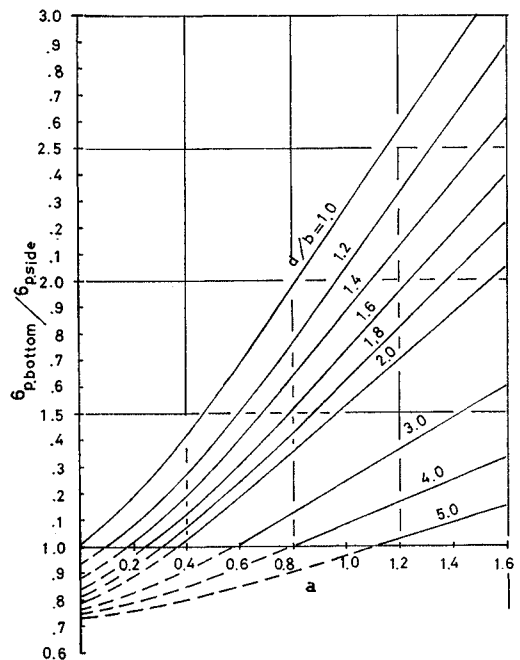


図-4  $\sigma_{p\text{-bottom}}/\sigma_{p\text{-side}}$

考えられ、さらに検討を要する。

式(3.1)を用いた計算結果と多くの実験結果に基づいて、 $\alpha$ と $h/b$ の変化に対応する $\theta_1$ と $\theta_3$ の値を図-5に示す。この値は部材の強度と変形を計算するときの基礎となる。

b) 仮想断面

図-6(a)~(d)によって、部材に作用する $M_t$ と $M_b$ を破壊面について考える。モーメントをベクトル表示し、矢印に向って右回りに回転するものを正のモーメントとする。図-6(b)に示すように部材に $M_t$ と $M_b$ が作用し、これらを(a)の破壊面に平行方向と垂直方向の成分に分けた状態が(c)で、これを整理して(d)が得られる。すなわち、 $M_t$ と $M_b$ が同時に部材に作用するとき、破壊面と同じ断面を持つ部材を仮想すれば、これに対して $M_B$ と $M_T$ が作用し、その大きさは次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} M_B &= M_t(\cos \theta_3 + \alpha \sin \theta_3) \\ M_T &= M_t(\sin \theta_3 + \alpha \cos \theta_3) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3.4)$$

そこで、曲面である破壊面を理想化して複鉄筋逆台形断面を仮想断面として設定し、断面における応力度とひずみ度の関係とともにこれを図-7に示す。この仮想断面について抵抗曲げモーメント $M_{Bu}$ を求め、これから部材の強度 $M_{tu}$ と $M_{bu}$ を求める。

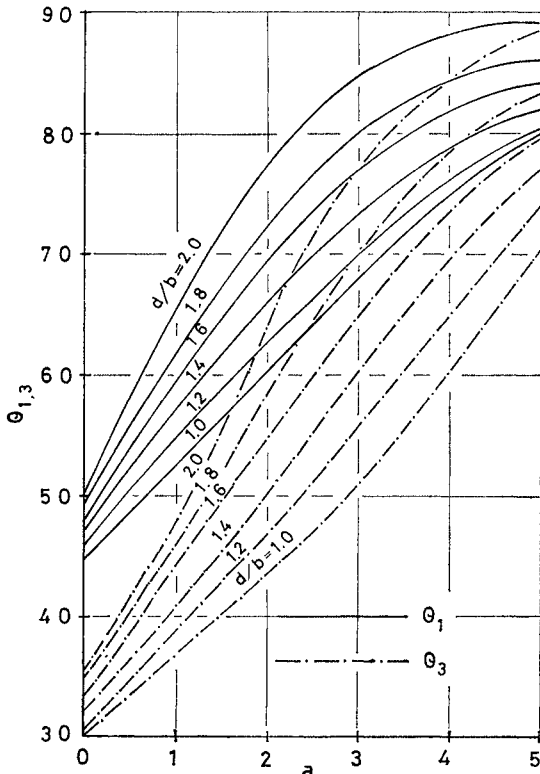


図-5  $\theta_{1,3}$  曲線

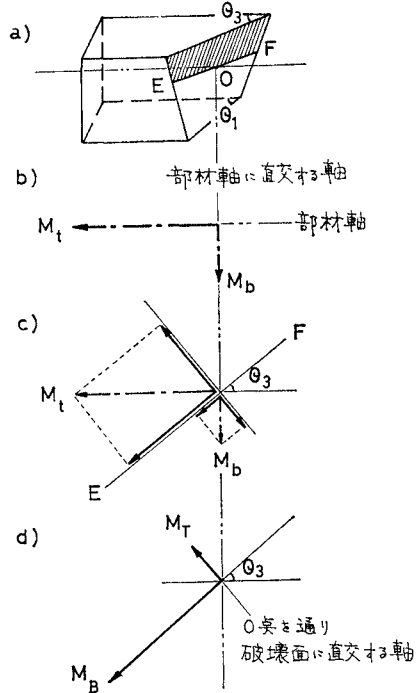


図-6 モーメントのベクトル表示

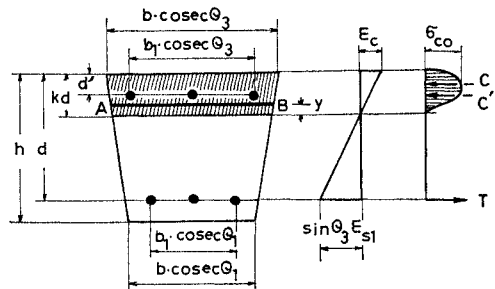


図-7 仮想断面

図-7の圧縮域は、 $M_t$ と正の $M_b$ に対して断面の上面に形成される場合、側面に形成される場合およびそれらの中間の場合があり、このような破壊形式の相異は中立軸の傾きで示すことができる。この傾きは主として $h/b$ と $\alpha$ の組合せで決まるが、ここでは図-6に示す場合について強度の計算式を求め、これに対して補正係数 $\lambda$ を導入して $h/b$ と $\alpha$ の組合せの広い範囲に適用できるようにした。 $\lambda$ は図-8に示す。そこで部材の強度は

$$M_{tu} = \frac{\lambda}{\cos \theta_3 + \alpha \sin \theta_3} \cdot M_{Bu}, \quad M_{bu} = \alpha \cdot M_{tu} \dots\dots\dots (3.5)$$

変形についても同様に、まず仮想断面について求め、これを部材のものに変換する。

(2) 材料の応力度とひずみ度の関係

コンクリートと鉄筋について応力度とひずみ度の関係

を、破壊時近傍をも正確に表現しうるように 図-9 と式 (3.6)~(3.7) で示す。

コンクリート：

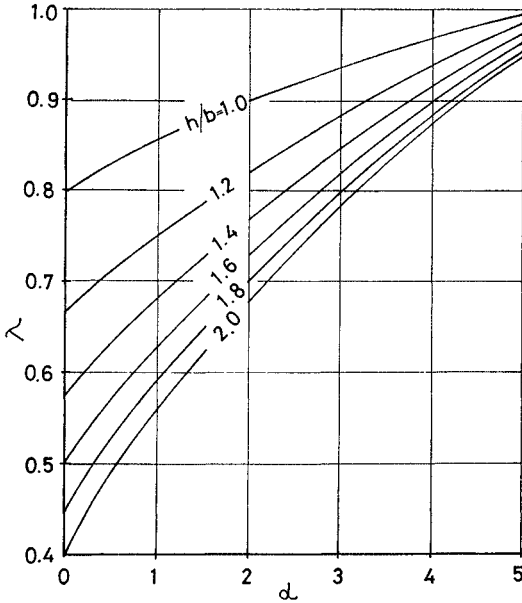


図-8 中立軸に関する補正係数 λ

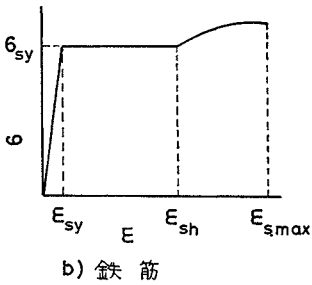
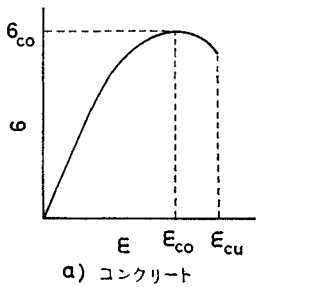


図-9 σ-ε 曲線

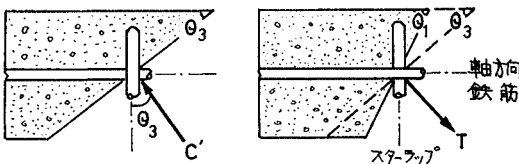


図-10 鉄筋の方向と力の作用方向

$$\frac{\sigma_c}{\sigma_{c0}} = \frac{\epsilon_c}{\epsilon_{c0}} e^{1 - \frac{\epsilon_c}{\epsilon_{c0}}} \dots\dots\dots (3.6)$$

鉄筋：明確な降伏点をもつ軟鋼について、そのひずみ硬化領域まで考える。

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_s &\leq \epsilon_{sy} \dots\dots\dots \sigma_s = E_s \epsilon_s \\ \epsilon_{sy} &< \epsilon_s \leq \epsilon_{sh} \dots\dots\dots \sigma_s = \sigma_{sy} \\ \epsilon_{sh} &< \epsilon_s < \epsilon_{s \max} \dots\dots\dots \sigma_s = \sigma_{sy} \left( 1 + A \log_e \frac{\epsilon_s}{\epsilon_{sh}} \right) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3.7)$$

(3) 中立軸と強度の一般式

仮想断面について力のつり合い条件とひずみの条件とともに満足するように中立軸係数と抵抗モーメントを求め、式 (3.5) によって部材の強度を求める。

仮想断面において軸方向鉄筋とスターラップの配置方向と力の方向は一致しないので、図-10 の関係にしたがってそれらの有効断面積を用いる。また鉄筋の dowel action はその評価方法が明確でないこと、その影響があまり大きくはないという判断から、一応無視した。しかし、解析の精度を上げるためには将来の研究によって評価方法を明らかにして計算式に導入すべきであろう。

図-7 において、

$$C = \int_0^{\epsilon_c} AB \cdot \sigma_y dy = bd \sigma_{c0} \left[ \operatorname{cosec} \theta_3 \cdot e \left\{ \frac{1}{\eta} - e^{-\eta} \right. \right. \\ \left. \left. \cdot \left( 1 + \frac{1}{\eta} \right) \right\} k - \frac{d}{h} (\operatorname{cosec} \theta_3 - \operatorname{cosec} \theta_1) \frac{e}{\eta} \right. \\ \left. \cdot \left\{ (1 + e^{-\eta}) - \frac{2}{\eta} (1 - e^{-\eta}) \right\} k^2 \right] \dots\dots\dots (3.8)$$

$$C' = A_s' \sigma_{s1}' \sin \theta_3 + a_{sv} \sigma_{s2}' \frac{b \cdot \cot \theta_3}{s} \cos \theta_3$$

ここで、

$$A_s' \sigma_{s1}' = C' \sin \theta_3, \quad a_{sv} (b \cdot \cot \theta_3 / s) \sigma_{s2}' = C' \cos \theta_3$$

であるが、 $\sigma_{s1}' = \sigma_{s2}' = \sigma_s$  となるように軸方向鉄筋とスターラップの断面積を定めたとき、 $a_{sv} b \cdot \cot \theta_3 / s = A_s' \cot \theta_3$  で、

$$C' = A_s' \sigma_s' (\sin \theta_3 + \cot \theta_3 \cos \theta_3) \dots\dots\dots (3.9)$$

同様に

$$T = A_s \sigma_s (\sin \theta_3 + \cot \theta_3 \cos \theta_3) \dots\dots\dots (3.10)$$

$C + C' - T = 0$  だから、

$$C_1 \eta_1 k - C_2 \eta_2 k^2 + C_3 p' \frac{\sigma_s'}{\sigma_{c0}} - C_3 p \frac{\sigma_s}{\sigma_{c0}} = 0 \dots\dots\dots (3.11)$$

$A_s$ ：引張側軸方向鉄筋断面積

$a_{sv}, s$ ：スターラップ 1 本の断面積とスターラップ間隔

$\sigma_{s1}, \sigma_{s2}$ ：軸方向鉄筋とスターラップの応力度

$$p = A_s / bd$$

$\nu$ ：圧縮鉄筋に関するものを示す

$$C_1 = \operatorname{cosec} \theta_3, \quad C_2 = \frac{d}{h} (\operatorname{cosec} \theta_3 - \operatorname{cosec} \theta_1)$$

$$C_3 = \sin \theta_3 + \cot \theta_3 \cos \theta_3$$

$$\eta = \frac{\epsilon_c}{\epsilon_{c0}} = \sin \theta_3 \frac{k}{1-k} \cdot \frac{\epsilon_{sy}}{\epsilon_{c0}}$$

$$\eta_1 = e \left\{ \frac{1}{\eta} - e^{-\eta} \left( 1 + \frac{1}{\eta} \right) \right\}$$

$$\eta_2 = \frac{e}{\eta} \left\{ (1 + e^{-\eta}) - \frac{2}{\eta} (1 - e^{-\eta}) \right\}$$

抵抗モーメント係数は仮想断面について、

$$\frac{M_B}{bd^2\sigma_{c0}} = (C_1\eta_3k^2 + C_2\eta_4k^3) + C_3p' \frac{\sigma_s'}{\sigma_{c0}} \left( k - \frac{d'}{d} \right) + C_3p \frac{\sigma_s}{\sigma_{c0}} (1-k) \dots\dots\dots (3.12)$$

$$\eta_3 = e \left\{ \frac{2}{\eta^2} - e^{-\eta} \left( 1 + \frac{2}{\eta} + \frac{2}{\eta^2} \right) \right\}$$

$$\eta_4 = \frac{e}{\eta} \left\{ \frac{6}{\eta^2} (1 - e^{-\eta}) - \frac{2}{\eta} (2e^{-\eta} + 1) - e^{-\eta} \right\}$$

したがって、部材については、

$$\frac{M_t}{bd^2\sigma_{c0}} = \frac{1}{\alpha} \cdot \frac{M_b}{bd^2\sigma_{c0}} = \frac{\lambda}{\cos \theta_3 + \alpha \sin \theta_3} \cdot \frac{M_B}{bd^2\sigma_{c0}} \dots\dots\dots (3.13)$$

$$\left. \begin{aligned} \sigma_s &= \sigma_{sy} \\ \epsilon_s' &= \frac{k_{sy} - \frac{d'}{d}}{1 - k_{sy}} \epsilon_{sy} \leq \epsilon_{sy}' \text{ から } \sigma_s' = E_s \epsilon_s' = \sigma_{sy} \frac{k_{sy} - \frac{d'}{d}}{1 - k_{sy}} \\ \epsilon_c &= \sin \theta_3 \epsilon_{sy} \frac{k_{sy}}{1 - k_{sy}} \text{ から } \eta = \frac{\epsilon_c}{\epsilon_{c0}} = \sin \theta_3 \frac{\epsilon_{sy}}{\epsilon_{c0}} \frac{k_{sy}}{1 - k_{sy}} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3.14)$$

これらの条件式を一般式 (3.11), (3.13) に代入して、

$$\left. \begin{aligned} C_1\eta_1k_{sy} - C_2\eta_2k_{sy}^2 + C_3p'\beta' \frac{k_{sy} - \frac{d'}{d}}{1 - k_{sy}} - C_3p\beta &= 0 \\ \frac{M_{t_{sy}}}{bd^2\sigma_{c0}} = \frac{1}{\alpha} \cdot \frac{M_{b_{sy}}}{bd^2\sigma_{c0}} = \frac{\lambda}{\cos \theta_3 + \alpha \sin \theta_3} \left\{ C_1\eta_3k_{sy}^2 + C_2\eta_4k_{sy}^3 + C_3p'\beta' \frac{\left( k_{sy} - \frac{d'}{d} \right)^2}{1 - k_{sy}} + C_3p\beta(1 - k_{sy}) \right\} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3.15)$$

**b) 部材破壊時**

引張鉄筋降伏後、圧縮側コンクリートが圧壊して部材は破壊する。このとき、図-12 の条件から、

$$\epsilon_s' = \text{cosec } \theta_3 \cdot \epsilon_{cu} \cdot \frac{k_{cu} - \frac{d'}{d}}{k_{cu}}, \quad \epsilon_s = \text{cosec } \theta_3 \cdot \epsilon_{cu} \cdot \frac{1 - k_{cu}}{k_{cu}}, \quad \eta = \frac{\epsilon_{cu}}{\epsilon_{c0}}$$

①  $\epsilon_{sh} < \epsilon_s, \epsilon_{sy}' < \epsilon_s'$  のとき、

$$\left. \begin{aligned} C_1\eta_1k_{cu} - C_2\eta_2k_{cu}^2 + C_3p'\beta' - C_3p\beta \left( 1 + A \log_e \frac{\epsilon_s}{\epsilon_{sh}} \right) &= 0 \\ \frac{M_{t_{cu}}}{bd^2\sigma_{c0}} = \frac{1}{\alpha} \cdot \frac{M_{b_{cu}}}{bd^2\sigma_{c0}} = \frac{\lambda}{\cos \theta_3 + \alpha \sin \theta_3} \left\{ C_1\eta_3k_{cu}^2 + C_2\eta_4k_{cu}^3 + C_3p'\beta' \left( k_{cu} - \frac{d'}{d} \right) + C_3p\beta \left( 1 + A \log_e \frac{\epsilon_s}{\epsilon_{sh}} \right) (1 - k_{cu}) \right\} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3.16)$$

②  $\epsilon_{sh} < \epsilon_s, \epsilon_s' < \epsilon_{sy}'$  のとき、

$$\left. \begin{aligned} C_1\eta_1k_{cu} - C_2\eta_2k_{cu}^2 + C_3p' \frac{E_s \epsilon_{cu}}{\sin \theta_3 \sigma_{c0}} \frac{k_{cu} - \frac{d'}{d}}{k_{cu}} - C_3p\beta \left( 1 + A \log_e \frac{\epsilon_s}{\epsilon_{sh}} \right) &= 0 \\ \frac{M_{t_{cu}}}{bd^2\sigma_{c0}} = \frac{1}{\alpha} \cdot \frac{M_{b_{cu}}}{bd^2\sigma_{c0}} = \frac{\lambda}{\cos \theta_3 + \alpha \sin \theta_3} \left\{ C_1\eta_3k_{cu}^2 + C_2\eta_4k_{cu}^3 + C_3p' \frac{E_s \epsilon_{cu}}{\sin \theta_3 \sigma_{c0}} \frac{\left( k_{cu} - \frac{d'}{d} \right)^2}{k_{cu}} + C_3p\beta \left( 1 + A \log_e \frac{\epsilon_s}{\epsilon_{sh}} \right) (1 - k_{cu}) \right\} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3.17)$$

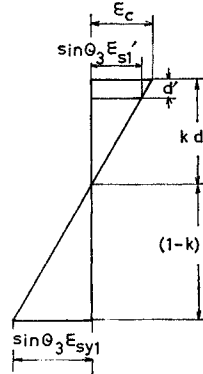


図-11 部材降伏時のひずみ

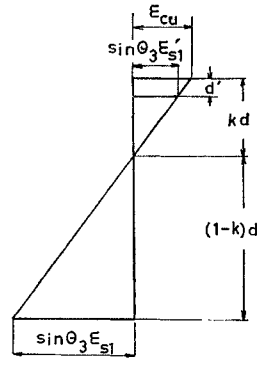


図-12 部材破壊時のひずみ

(4) 部材降伏時と破壊時の強度

a) 部材降伏時

図-11 に示すように、引張鉄筋ひずみが降伏値に達する条件から、

③  $\epsilon_{sy} \leq \epsilon_s < \epsilon_{sh}, \epsilon_s' \leq \epsilon_{sy}'$  のとき,

$$\left. \begin{aligned} C_1 \eta_1 k_{cu} - C_2 \eta_2 k_{cu}^2 + C_3 p' \frac{E_s \epsilon_{cu}}{\sin \theta_3 \sigma_{c0}} \frac{k_{cu} - \frac{d'}{d}}{k_{cu}} - C_3 p \beta = 0 \\ \frac{M_{t.cu}}{bd^2 \sigma_{c0}} = \frac{1}{\alpha} \cdot \frac{M_{b.cu}}{bd^2 \sigma_{c0}} = \frac{\lambda}{\cos \theta_3 + \alpha \sin \theta_3} \left\{ C_1 \eta_3 k_{cu}^2 + C_2 \eta_4 k_{cu}^3 + C_3 p' \frac{E_s \epsilon_{cu}}{\sin \theta_3 \sigma_{c0}} \frac{\left(k_{cu} - \frac{d'}{d}\right)^2}{k_{cu}} + C_3 p \beta (1 - k_{cu}) \right\} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3.18)$$

④  $\epsilon_{sy} \leq \epsilon_s < \epsilon_{sh}, \epsilon_{sy}' < \epsilon_s'$  のとき,

$$\left. \begin{aligned} C_1 \eta_1 k_{cu} - C_2 \eta_2 k_{cu}^2 + C_3 p' \beta' - C_3 p \beta = 0 \\ \frac{M_{t.cu}}{bd^2 \sigma_{c0}} = \frac{1}{\alpha} \cdot \frac{M_{b.cu}}{bd^2 \sigma_{c0}} = \frac{\lambda}{\cos \theta_3 + \alpha \sin \theta_3} \left\{ C_1 \eta_3 k_{cu}^2 + C_2 \eta_4 k_{cu}^3 + C_3 p' \beta' \left(k_{cu} - \frac{d'}{d}\right) + C_3 p \beta (1 - k_{cu}) \right\} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3.19)$$

(5) 部材降伏時と破壊時の変形

曲げ-ねじりをうける部材の変形をねじれ変形と曲げ変形に分けて考え、前者を部材軸まわりのねじれ角で、後者を部材軸直交軸まわりの断面の回転角で表わす。それぞれを部材降伏時と破壊時についてひずみの条件に基づいて求める。

a) 部材降伏時

仮想断面のねじれ率(単位長さ当りねじれ角)  $\theta_{t.sy}'$  と曲率  $\varphi_{sy}'$  は、図-11 に示す条件から次式で示される。

$$\left. \begin{aligned} \theta_{t.sy}' &= \sin \theta_1 (\cot \theta_3 - \cot \theta_1) \frac{1}{d} \cdot \frac{\epsilon_{sy}}{1 - k_{sy}} \\ \varphi_{sy}' &= \sin \theta_3 \frac{1}{d} \cdot \frac{\epsilon_{sy}}{1 - k_{sy}} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3.20)$$

部材のねじれ率  $\theta_{t.sy}$  は、 $\theta_{t.sy}'$  と  $\varphi_{sy}'$  の部材軸方向成分の和であり、部材の曲率  $\varphi_{sy}$  はそれぞれの部材軸直交軸方向の成分の和であるとして、

$$\left. \begin{aligned} \theta_{t.sy} &= \sin \theta_3 \theta_{t.sy}' + \cos \theta_3 \varphi_{sy}' \\ \varphi_{sy} &= \cos \theta_3 \theta_{t.sy}' + \sin \theta_3 \varphi_{sy}' \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3.21)$$

部材の降伏とともにプラスチックヒンジが形成されるが、その長さを圧縮域の部材軸方向の斜影長に等しくとって  $l_2 = b \cdot \cot \theta_3$  とすれば、部材におけるねじれ角  $\theta_{sy}$  と断面の回転角  $\phi_{sy}$  は、

$$\left. \begin{aligned} \theta_{sy} &= \theta_{t.sy} \cdot l_2 = C_8 \frac{\epsilon_{sy}}{1 - k_{sy}} \\ \phi_{sy} &= \varphi_{sy} \cdot l_2 = C_9 \frac{\epsilon_{sy}}{1 - k_{sy}} \\ C_8 &= \frac{b}{d} \cos \theta_3 (\cos \theta_3 + \sin \theta_1 \cot \theta_3 - \cos \theta_1) \\ C_9 &= \frac{b}{d} \cot \theta_3 \{ \sin^2 \theta_3 + \sin \theta_1 \cos \theta_3 (\cot \theta_3 - \cot \theta_1) \} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3.22)$$

b) 部材破壊時

仮想断面について 図-12 の条件から、

$$\left. \begin{aligned} \theta_{t.cu}' &= \operatorname{cosec} \theta_3 \sin \theta_1 (\cot \theta_3 - \cot \theta_1) \frac{1}{d} \cdot \frac{\epsilon_{cu}}{k_{cu}} \\ \varphi_{cu}' &= \frac{1}{d} \cdot \frac{\epsilon_{cu}}{k_{cu}} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3.23)$$

上述の方法と同様にして、

$$\left. \begin{aligned} \theta_{cu} &= C_{10} \frac{\epsilon_{cu}}{k_{cu}}, \quad \phi_{cu} = C_{11} \frac{\epsilon_{cu}}{k_{cu}} \\ C_{10} &= \frac{b}{d} \cot \theta_3 \{ \cos \theta_3 + \sin \theta_1 (\cot \theta_3 - \cot \theta_1) \} \\ C_{11} &= \frac{b}{d} \cot \theta_3 \{ \sin \theta_3 + \cot \theta_3 \sin \theta_1 (\cot \theta_3 - \cot \theta_1) \} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3.24)$$

(6) 補 強

ねじりによる斜引張応力に対してはらせん鉄筋も効果的であるが、円形断面以外にとっては一般に施工が困難であり、またねじりの作用方向が変化する場合は互いに直交する2組のらせん鉄筋を用いなければならない不利がある。そこで本研究では、軸方向鉄筋とこれに直交する閉じたスターラップで補強する場合をとりあげた。

a) スターラップ比と軸方向鉄筋比の割合

図-10 に示すように軸方向鉄筋とこれに直交するスターラップは、斜方向の引張力または圧縮力のそれぞれの鉄筋方向の成分を分担する。したがって、これらの鉄筋比の割合が適切でないときは、最初に降伏するほうの鉄筋によって部材の強度と変形は支配される。ゆえに、これらの鉄筋比の割合は両方の鉄筋が同時に降伏するように、 $\alpha$  と  $h/b$  との組合せに応じて調和のとれたものとしなければならない。図-10 において、

$$\begin{aligned} T \cdot \sin \theta_3 &= A_s \cdot \sigma_{s1} \\ T \cdot \cos \theta_3 &= a_{sv} \frac{b \cot \theta_1}{s} \sigma_{s2} \equiv a_{sv} \frac{b}{s} \sigma_{s2} \end{aligned}$$

だから、軸方向鉄筋とスターラップが同時にそれぞれの降伏点応力度に達するとき、

$$\frac{a_{sv} \frac{b}{s} \sigma_{s2y}}{A_s \sigma_{s1y}} = \frac{a_{sv} \cdot \frac{\sigma_{s2y}}{\sigma_{c0}} \cdot \frac{b}{d}}{\frac{A_s}{bd} \cdot \frac{\sigma_{s1y}}{\sigma_{c0}}} = \frac{r \beta_2 \frac{b}{d}}{p \beta_1} = \cot \theta_3$$



ゆえに、

$$\left. \begin{aligned} \frac{r \beta_2}{p \beta_1} &= \frac{d}{b} \cot \theta_3 \\ p &= \frac{A_s}{bd}, \quad r = \frac{a_{sv}}{bs}, \quad \beta_1 = \frac{\sigma_{s1y}}{\sigma_{c0}}, \quad \beta_2 = \frac{\sigma_{s2y}}{\sigma_{c0}} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3.25)$$

**b) スターラップ間隔**

さきに示した式から、次のとおりとする。

$$s \leq \frac{a_{sv}}{A_s} \cdot \frac{\sigma_{s2y}}{\sigma_{s1y}} \cdot b \tan \theta_3 \dots\dots\dots (3.26)$$

**c) つり合い鉄筋比**

軸方向鉄筋に関するつり合い鉄筋比  $(p\beta_1)_0$  を求める。スターラップは **a)** に定めたように求めればよい。鉄筋のひずみは、 $\epsilon_s = \epsilon_{sy}$ ,  $\epsilon_s' = \epsilon_{sy}(k-d'/d)/(1-k)$  だから、式 (3.11) は、

$$C_1 \eta_1 k - C_2 \eta_2 k^2 + C_3 p' \beta_1' \frac{k-d'}{1-k} - C_3 p \beta_1 = 0$$

またひずみの条件から、

$$k = \frac{\epsilon_{cu}}{\epsilon_{cu} + \epsilon_{sy}} = \frac{1}{1 + \xi}$$

ただし、 $\xi = \frac{\epsilon_{sy}}{\epsilon_{cu}}$  とすれば

$$\begin{aligned} (p\beta_1)_0 &= \frac{1}{C_3} \left\{ \frac{C_1 \eta_1}{1 + \xi} - \frac{C_2 \eta_2}{(1 + \xi)^2} \right\} \\ &+ \left\{ \frac{1}{\xi} \left( 1 - \frac{d'}{d} \right) - \frac{d'}{d} \right\} p' \beta_1' \dots\dots\dots (3.27) \end{aligned}$$

**4. 設計の方法**

設計のための強度の基準を部材の降伏強度にとる。降伏から破壊までには強度上いくらかの余裕があるが、この余裕は一般に小さくその間の剛性の低下は著しいので降伏強度を基準にとるのが適当である。変形やひびわれ幅の制限が特にきびしく要求される時などは、ひびわれ強度を基準に設計する場合があるが、その方法については別に提案した<sup>7)</sup>。

**(1) 図表の準備**

断面計算のため部材降伏時について式 (3.15) を用いて  $h/b$  の値ごとに  $p\beta_1 - k_{sy}$  および  $p\beta_1 - M_{tsy}/bd^2\sigma_{c0}$  曲線を描き、その一例を 図-13~15 に示す。このとき、鉄筋は SD 30 で  $\epsilon_{sy} = \sigma_{sy}/E_s = 3000/2.1 \times 10^6 = 1430 \times 10^{-6}$  とし、コンクリートは  $\epsilon_{c0} = 3000 \times 10^{-6}$  とした。 $k_{sy}$  に対する  $h/b$  の影響はほとんど認められず、これを無視できた。安全度検討のため、部材破壊時についても同様に、式 (3.16)~(3.19) によって画いた  $p\beta_1 - k_{cu}$  および  $p\beta_1 - M_{t,cu}/bd^2\sigma_{c0}$  曲線の一例を 図-16~18 に示す。

鉄筋のうちスターラップについては、式 (3.25) を変形して、

$$\frac{a_{sv}}{s} = \frac{p \beta_1}{\beta_2} d \times \cot \theta_3 \dots\dots\dots (4.1)$$

ここで、 $h/b$  の値ごとに  $\alpha - \cot \theta_3$  の関係を定めておく

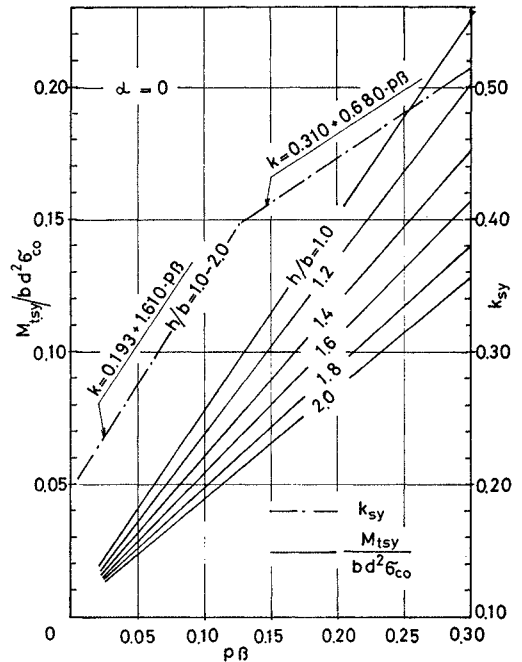


図-13  $p\beta - k_{sy}, M_{tsy}/bd^2\sigma_{c0}$  曲線 ( $\alpha=0$ )

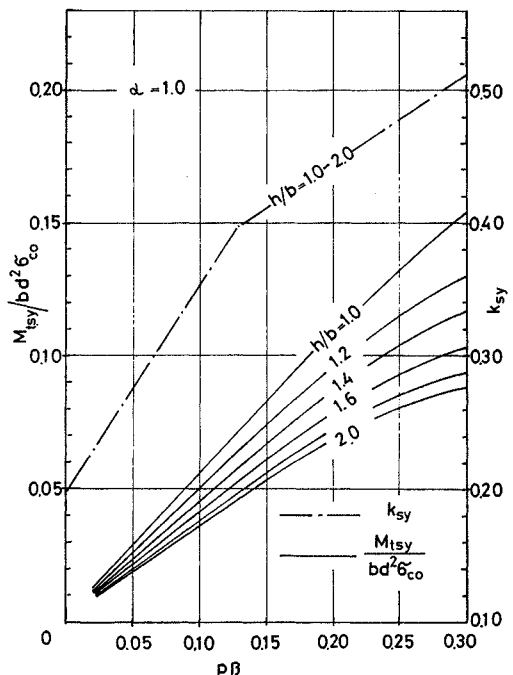


図-14  $p\beta - k_{sy}, M_{t, sy}/bd^2\sigma_{c0}$  曲線 ( $\alpha=1.0$ )

ことができる。

変形については、 $h/b$  の値ごとに  $\alpha-C_{8-11}$  曲線を求め、これを 図-19~21 に示す。

(2) 断面の計算

荷重について  $M_t$  と  $\alpha$ 、断面について  $b$ 、材料につい

て  $\sigma_{c0}$  と  $\sigma_{sy}$  が既知かまたは仮定しうるとき、コンクリート断面を仮定してこれに対して必要な鉄筋量を求める。すなわち、 $d$  を仮定して  $M_t/bd^2\sigma_{c0}$  を計算し、図-13~15 から  $p\beta$  と  $k$  を求める。このとき、

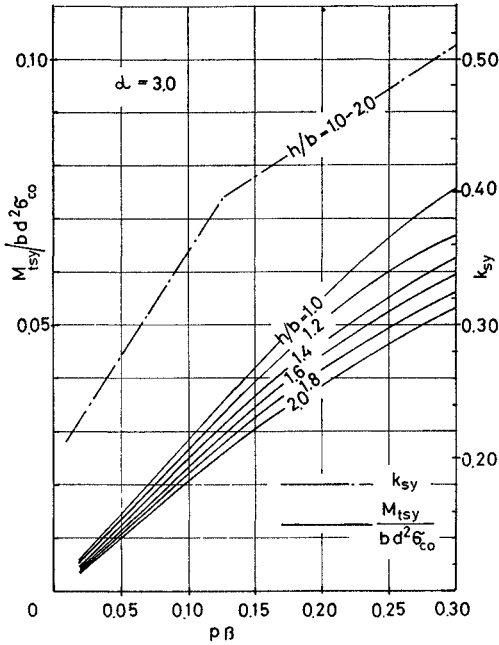


図-15  $p\beta - k_{sy}, M_{t, sy}/bd^2\sigma_{c0}$  曲線 ( $\alpha=3.0$ )

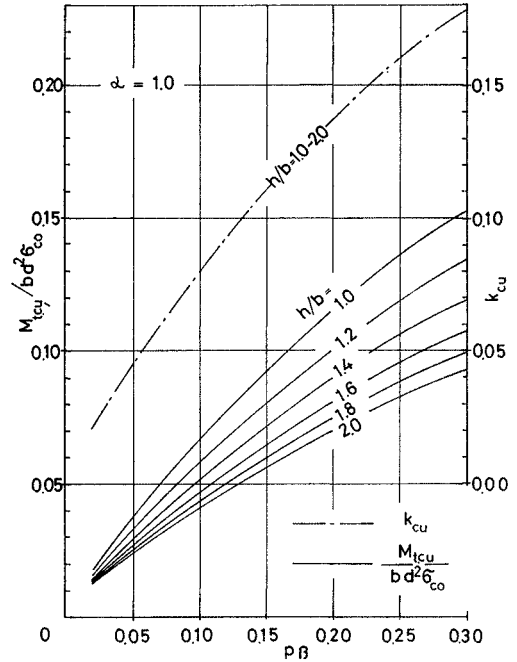


図-17  $p\beta - k_{cu}, M_{t, cu}/bd^2\sigma_{c0}$  曲線 ( $\alpha=1.0$ )

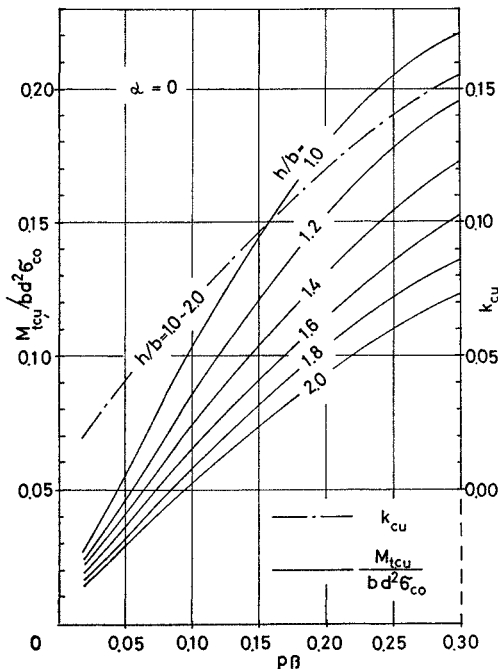


図-16  $p\beta - k_{cu}, M_{t, cu}/bd^2\sigma_{c0}$  曲線 ( $\alpha=0$ )

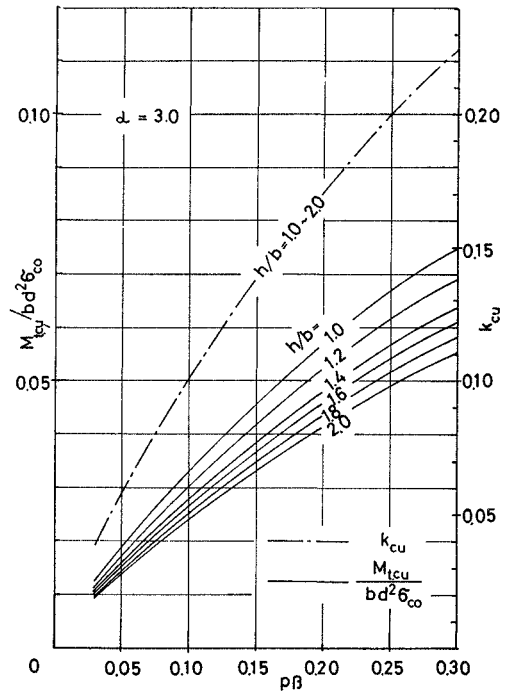


図-18  $p\beta - k_{cu}, M_{t, cu}/bd^2\sigma_{c0}$  曲線 ( $\alpha=3.0$ )

軸方向鉄筋は、

$$A_s = p \beta \frac{\sigma_{c0}}{\sigma_{sy}} bd \dots\dots\dots(4.2)$$

スターラップは式(4.1)と  $\alpha - \cot \theta_3$  の曲線から  $a_{sv}/s$  を計算し、 $s$  が式(3.26)の条件を満足するようにして  $a_{sv}$  と  $s$  を決める。

(3) 変形の計算

部材降伏時については、すでに求めた  $k_{sy}$  と 図-19~21 による  $C_{8-11}$  を用いて計算する。破壊時については、図-16~18 から  $k_{cu}$  を求め、これと 図-19~21 による  $C_{10-11}$  を用いて計算する。

(4) 安全度の検討

断面計算で得られた適当な断面について、図-13~18 を用いてその断面の  $h/b$  と  $p\beta$  に対応する  $k_{sy}$  と  $M_{t, sy}/bd^2\sigma_{c0}$ 、および  $k_{cu}$  と  $M_{t, cu}/bd^2\sigma_{c0}$  を求めて、部材の降伏強度と破壊強度を計算する。これらに対して設計荷重の安全率を検討する。

変形については、 $k_{sy}$ 、 $k_{cu}$ 、 $C_{8-11}$  および式(3.22)、(3.24)によって降伏時と破壊時の変形を計算し、別に求めた設計荷重作用時の変形との比較によって変形上の余裕を検討する。もし構造物全体から考えてその部材に許容変形量が設けられるときは、これに対しても検討する。

一般に、変形上の安全率は強度上のもよりも大きくとる必要があり、また変形だけについてもねじり変形の安全率は曲げ変形のものよりも大きくとる必要がある。このような各種の安全率間の調和の問題は、ひびわれ幅の制限と変形などの問題とともに、これからの研究によって明らかにする必要がある。

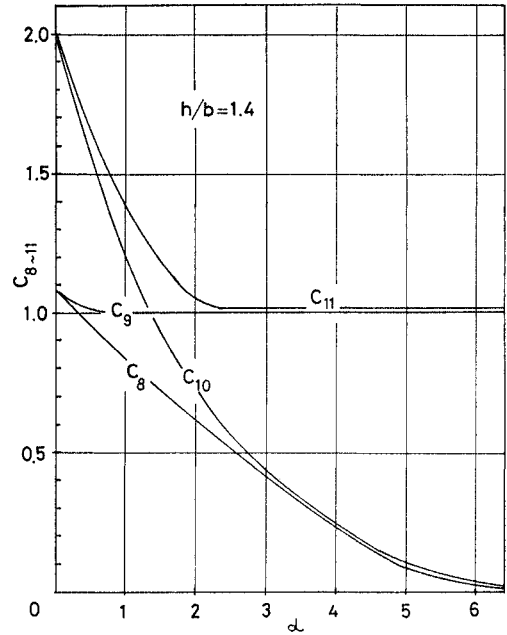


図-20  $C_{8-11}$  ( $h/b=1.4$ )

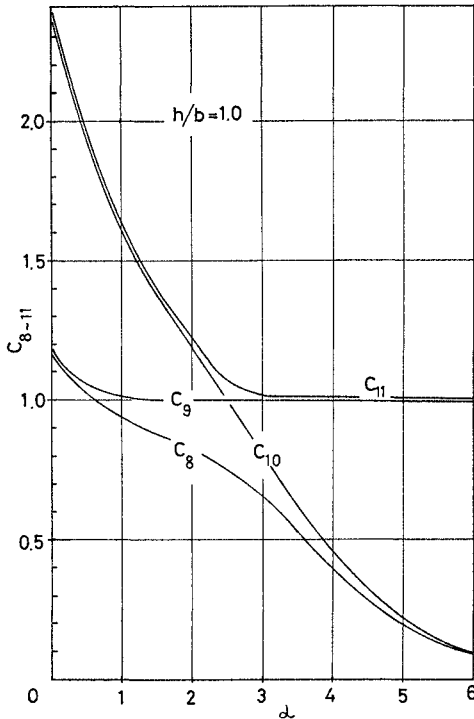


図-19  $C_{8-11}$  ( $h/b=1.0$ )

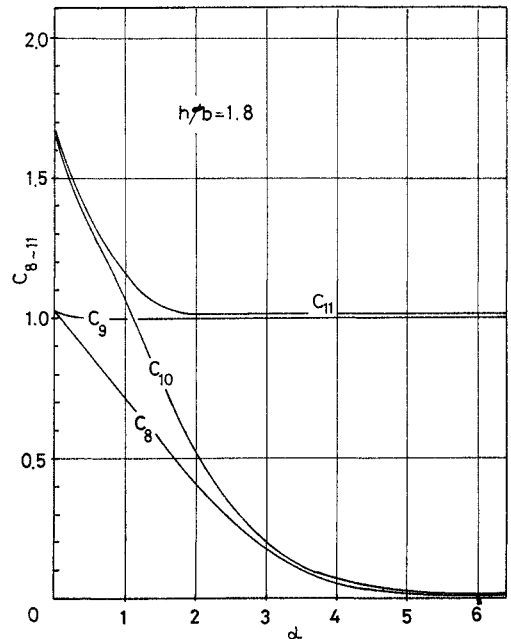


図-21  $C_{8-11}$  ( $h/b=1.8$ )

(5) 中空箱形断面部材

コンクリート部材に中空箱形断面が用いられることが多いが、これはねじりに対しても有効で経済的な断面である。CEB-FIP 国際指針では中空断面を基準とし、充実断面の場合は理論的壁厚をもつ中空断面におきかえてねじりせん断応力度を計算する方法を示している。ここでは、曲げ-ねじりをうける中空断面部材が充実断面部材と同等の強度と剛性をもつための肉厚の基準について検討する。

中空箱形断面無筋コンクリート部材のねじり実験結果によれば、同等の充実断面部材に対する強度比と肉厚の関係は図-22 のとおりで、 $t > 0.25b$  ( $t$ : 肉厚,  $b$ : 断面の最小寸法) のとき充実断面と同等の強度と剛性が得られた。したがって、鉄筋コンクリート中空部材については、ひびわれ発生時にこの目的を達するためには<sup>8)</sup>,

$$t \geq 0.25h \quad (h \geq b) \dots\dots\dots (4.3)$$

設計の基準とする部材降伏時においては、この目的のために肉厚は  $t \geq kd$  の条件を満足する必要がある。もし  $t < kd$  のときは圧縮鉄筋量の増加などによって、強度上は充実断面のものと同様のものが得られても剛性は低下する。ここで、 $k$  に関する式 (図-13) を用

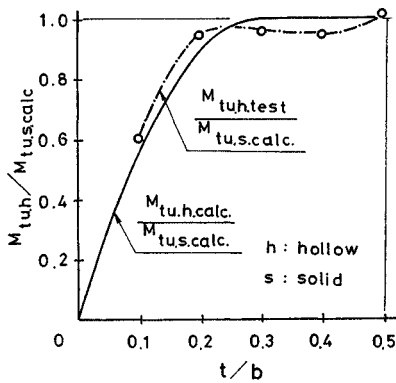


図-22 中空部材の肉厚と強度比 (無筋)

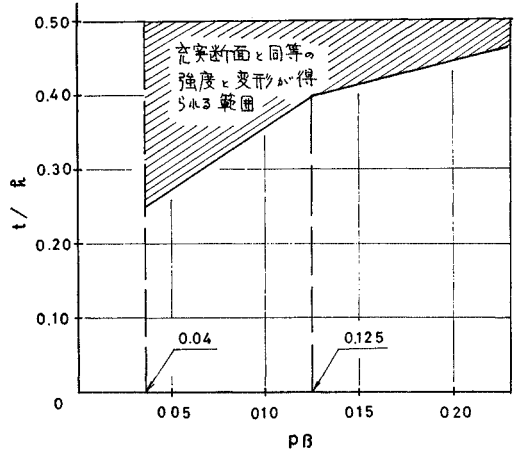


図-23 中空部材の鉄筋比と肉厚 ( $5.0 \geq a \geq 0.0$ )

いれれば肉厚についての一つの基準として次式が得られる。

$$\begin{aligned} t &\geq (0.19 + 1.61 p\beta_1) \cdot h, \dots\dots\dots 0.125 \geq p\beta_1 \geq 0.040 \\ t &\geq (0.31 + 0.68 p\beta_1) \cdot h, \dots\dots\dots p\beta_1 > 0.125 \end{aligned} \dots\dots\dots (4.4)$$

これによれば、中空箱形断面に対して充実断面と同等の強度と剛性を確保するために必要な肉厚は補強の程度によって変化し、その関係を示せば 図-23 のとおりである。

5. 実験

(1) 実験およびその結果の概要

実験-1~4 について、それぞれ 表-1~4 に示す。

(2) 設計式における強度低減係数

設計のための強度の計算式 (3.15) に対する信頼性を実験結果から検討し、これに基づいて強度低減係数を定める。設計に当っては、設計荷重をこの係数で割って、

表-1 実験-1

No.	d/b	$\alpha$	$\sigma_c$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$p\beta_1$	$r\beta_2$	$M_{tsy}$ (kg·m)			$\theta$ (10 <sup>-3</sup> rad.)			$M_{tcu}/M_{tsy}$
						test	calc.	test/calc.	test	calc.	test/calc.	
A	1/2	0	452	0.034	0.028	260	326	0.80	603	283	2.12	1.00
						272	—	0.83	—	—	—	1.00
B	1/2	1	457	0.039	0.028	250	263	0.95	260	237	1.10	1.16
						230	—	0.87	418	—	1.76	1.07
C	1/2	2	457	0.046	0.028	160	210	0.76	232	210	1.10	1.06
						170	—	0.81	139	—	0.66	1.15
D	1/2	3	$\infty$	0.056	0.028	120	196	0.61	—	—	—	1.08
						540*	415*	1.30	—	170	—	1.00

cross section : 15×15 cm  
longitudinal bars : 4  $\phi$  19  
stirrups :  $\phi$  9 ( $s=12$  cm)

\*  $M_b$

図-13~15 を用いばよい。

降伏強度に関する実験値と式 (3.15) による計算値との比較を、実験-1~4 を通じてまとめ表-5 に示す。

これらの比の値は正規分布をするものとし、危険率を定めてそのときの信頼限界の下限値を示せば表-6 のとおりである。これによって、危険率を4%と定めて強度低減係数  $r=0.75$  を採用する。

### 6. 結 論

曲げ-ねじりをうける 長方形断面鉄筋 コンクリート部材の破壊機構を解析し、その結果に基づいて一つの設計方法を提案した。部材は軸方向鉄筋とこれに直交する閉

じたスターラップを持ち、明確な降伏点を持つ軟鋼でつり合い鉄筋比以下に補強されている。したがって、まず引張鉄筋が降伏してプラスチックヒンジが形成され、ついで圧縮側コンクリートが圧壊してヒンジは終了し、部材が破壊する場合を考えた。

(1) 破壊機構の解析においては破壊面を理想化して仮想断面を設定し、この断面に関する力のつり合いとひずみの条件をともに満足するように、中立軸係数と強度に関する一般式を式 (3.11)~(3.13) のように導いた。

(2) この一般式に対して部材降伏時と破壊時のひずみ度および応力度の条件を導入して、それぞれの場合についての強度の計算式を式 (3.15) および式 (3.16)~(3.19) に示した。これらの式を用いて数値計算を行な

表-2 実 験-2

No.	d/b	$\alpha$	$\sigma_c$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$p\beta_1$	$r\beta_2$	$M_{tsy}$ (t·m)			$\theta$ (10 <sup>-3</sup> rad.)			$M_{tcu}/M_{tsy}$
						test	calc.	test/calc.	test	calc.	test/calc.	
A	1 2	0	347	0.047	0.035	1.00	0.90	1.11	453	296	1.53	1.00
						0.95		1.06	679		2.29	1.05
B	1 2	0.7	343	0.052	0.035	0.95	0.75	1.27	435	259	1.68	1.05
		1.3		0.057		0.80		0.65	1.23		210	228
C	1 2	2.6	322	0.069	0.035	0.60	0.51	1.18	103	187	0.55	1.33
						0.75		1.48	150		0.87	1.13
D	1	$\infty$	343	0.081	--	2.73*	1.23*	2.22	--	--	--	1.00

cross section : 20×20 cm  
longitudinal bars : 4φD13  
stirrups : φ9 (s=10 cm) \*  $M_b$

表-3 実 験-3

No.	d/b	$\alpha$	$\sigma_c$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$p\beta_1$	$r\beta_2$	$M_{tsy}$ (t·m)			$\theta$ (10 <sup>-3</sup> rad.)			$M_{tcu}/M_{tsy}$
						test	calc.	test/calc.	test	calc.	test/calc.	
A <sub>1</sub>	1 2	0	370	0.058	0.043	1.05	1.298	0.81	749	304	2.46	1.03
						1.05		0.81	424		1.39	1.00
A <sub>2</sub>	1 2	0	370	0.058	0.043	1.05	1.298	0.81	--	304	--	1.00
						0.91		0.71	--		--	1.00
A <sub>3</sub>	1 2	0	370	0.058	0.043	1.05	1.298	0.81	--	304	--	1.00
						0.90		0.69	830		2.73	1.06
A <sub>4</sub>	1 2	0	370	0.058	0.043	0.88	1.298	0.68	--	304	--	1.00
						1.00		0.77	--		--	1.00
B	1 2 3	0.5	407	0.053	0.040	0.85	1.062	0.80	385	304	1.27	1.02
						0.85		0.80	910		2.99	1.18
						0.87		0.82	1214		3.99	1.03
C	1 2 3	1.0	435	0.065	0.037	0.83	0.834	1.00	666	256	2.60	1.20
						0.71		0.85	529		2.07	--
						0.91		1.09	823		3.21	1.04
D	1 2 3	1.5	422	0.051	0.038	0.63	0.641	0.98	295	231	1.28	1.38
						0.66		1.03	425		1.84	1.33
						0.72		1.12	634		2.74	1.03
E	1 2 3	2.0	433	0.050	0.037	0.47	0.578	0.81	401	206	1.95	1.51
						0.54		0.93	498		2.42	1.26
						0.52		0.90	504		2.45	1.31

cross section : 20×20 cm  
longitudinal bars : A<sub>3</sub>, A<sub>4</sub>...8φ9  
A<sub>1</sub>, A<sub>2</sub>, B, C, D, E...4φD13  
stirrups : φ9 (s=7.5 cm)

表-4 (a) 実験-4

No.	cross section	$\alpha$	$\sigma_c$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$p\beta_1$	$r\beta_2$	$M_{isy}$ (t·m)			$\theta$ (10 <sup>-5</sup> rad.)			$M_{tcu}/M_{isy}$	
						test	calc.	test/calc.	test	calc.	test/calc.		
A	1	T-	0	357	0.066	0.061	0.95	0.938	1.01	737	1.075	1.46	1.11
	2						0.90		0.96		—	—	
	3						0.90		0.96		—	—	
B	1	T-	0	357	0.066	0.061	0.90	0.938	0.96	737	—	—	—
	2						1.00		1.07		748	1.01	1.00
	3						1.03		1.10		1131	1.53	1.00
C	1	T-	0	357	0.066	0.061	0.95	0.938	1.01	737	1101	1.49	1.00
	2						0.85		0.91		1312	1.78	1.15
	3						0.73		0.78		658	0.89	1.00
D	1	Rec.	0	357	0.066	0.061	0.75	0.938	0.80	737	1234	1.67	1.17
	2						0.80		0.85		1385	1.88	1.13
	3						0.80		0.85		1398	1.90	1.00

表-4 (b) 同上 (unit: cm)

No.	cross section	$b_0$	$h$	$b$	$t$
A	T-	12	30	48	8
B	T-			36	
C	T-			24	
D	Rec.			—	

(注) ここでは、 $t$ ：フランジ厚さ

表-5 実験値と計算値の比較

$\alpha$	$M_{t-test}/M_{t-calc.}$ (降伏強度)							
0	0.80	0.83	1.11	1.06	0.81	0.81	0.81	0.71
	0.81	0.69	0.68	0.77	1.01	0.96	0.96	0.96
	1.07	1.10	1.01	0.91	0.78	0.80	0.85	0.85
0.5~0.7	0.80	0.80	0.82	1.27				
1.0~1.5	0.95	0.87	1.00	0.85	1.09	1.23	0.98	1.03
	1.12							
2.0~3.0	0.76	0.81	0.81	0.93	0.90	1.18	1.48	0.61

表-6 危険率と信頼限界 (下限)

$\alpha$	危険率			
	3%	5%	7%	10%
0	0.82	0.83	0.83	0.84
0.5~1.5	0.89	0.90	0.91	0.92
2.0~3.0	0.74	0.76	0.77	0.79

い、 $h/b$ ,  $\alpha$ ,  $p\beta$ ,  $k$ ,  $M_t/bd^2\sigma_{c0}$  の間の関係を 図-13~18 で示した。

(3) 変形は、部材降伏時と破壊時についてそれぞれの場合のひずみの条件などに基づいて式(3.22)~(3.24)のように計算式を導き、式中の係数は 図-19~21 に示した。このとき、部材降伏とともに形成されるプラスチックヒンジの長さを考慮した。

(4) 効果的な補強を行なうためには、スターラップ比と軸方向鉄筋比との割合およびスターラップ間隔を、断面の縦横比と曲げ-ねじり比の組合せに応じて適切に定める必要がある。これについて、式(3.25)と式(3.26)によって一つの考え方を提案したが、さらに実験的にも検討を重ねる必要がある。

(5) 中空箱形断面部材が充実断面部材と同等の強度と剛性を確保するための最小肉厚は、補強の程度によっても変化し、その関係を式(4.4)と 図-23 に示した。

(6) 断面の計算は 図-13~15 の関係を、変形の計算は 図-19~21 に示す係数と式(3.22), (3.24) によって行なう。このとき設計のための強度の基準を部材の降伏強度とする。

(7) 設計のための強度の計算式に対する信頼性を示す係数として強度低減係数  $r=0.75$  を採用する。

謝辞：本研究を進めるに当って、終始、懇切なご指導を頂いた早稲田大学教授 神山一博士に厚くお礼申し上げます。また研究全般にご協力を頂いた早稲田大学 神山研究室の方々、および国士館大学本論学生諸君に深く感謝致します。

記号

$\alpha$  :  $M_b/M_t$

$\beta$  :  $\sigma_{sy}/\sigma_{c0}$ ,  $\beta_1$  は軸方向鉄筋で  $\beta_2$  はスターラップに関するもの

$r$  : 強度低減係数

$\lambda$  : 仮想断面の中立軸の傾きに関する補正係数

$\xi$  :  $\epsilon_{sy}/\epsilon_{cu}$

$\epsilon_c$  : コンクリートのひずみ

$\epsilon_{c0}$ ,  $\epsilon_{cu}$  : それぞれ、コンクリートの最大圧縮応力度に対応するひずみと圧縮極限ひずみ

$\epsilon_{s1}$ ,  $\epsilon_{s2}$  : それぞれ、軸方向鉄筋とスターラップのひずみ

$\epsilon_{sy}$ ,  $\epsilon_{sh}$  : それぞれ、鉄筋の降伏ひずみとひずみ硬化領域に入るときのひずみ

$E_s$  : 鉄筋のヤング係数

$\sigma_{c0}$ ,  $\sigma_{cu}$  : それぞれ、コンクリートの最大および破壊時の曲げ圧縮応力度

$\sigma_{tu}$  : コンクリートの引張強度 (割裂試験による)

$\sigma_{sy}$  : 鉄筋の降伏点応力度

$\theta_t', \varphi'$  : それぞれ仮想断面のねじれ率と曲率

$\theta_t, \varphi$  : それぞれ部材のねじれ率と曲率

$\theta, \phi$  : それぞれ部材における, ねじれ角と断面の回転角

$l_z$  : プラスチックヒンジの長さ

$A_s, A_s'$  : それぞれ引張側と圧縮側の軸方向鉄筋断面積

$a_{sv}$  : スターラップ1本の断面積

$b, h$  : それぞれ断面の短辺と長辺の長さ

$p = A_s/bd, p' = A_s'/bd$  : 軸方向鉄筋比

$r = a_{sv}/bs$  : スターラップ比

$s$  : スターラップ間隔

$t$  : 中空箱形断面部材の肉厚

$M_b, M_t$  : それぞれ曲げモーメントとねじりモーメント

$sy, cu$  : それぞれ降伏時と破壊時を示す

#### 参 考 文 献

- 1) T.T.C. Hsu : Torsion of Structural Concrete—Plain Concrete Rectangular Sections, ACI SP-18, 1968.
- 2) T.T.C. Hsu : Torsion of Structural Concrete—Behavior of Reinforced Concrete Rectangular Members, ACI SP-18, 1968.
- 3) Gvozdev, A.A., N.N. Lessig and L.K. Rulle : Research on Reinforced Concrete Beams Under Combined Bending and Torsion in the Soviet Union, ACI SP-18, 1968.
- 4) ACI Committee 318 : ACI Standard, Building Code Requirements for Reinforced Concrete, ACI 318-71.
- 5) CEB-FIP : International recommendations for the design and construction of concrete structures, 1970.
- 6) Gesund, H. and L.A. Boston : Ultimate Strength in Combined Bending and Torsion of Concrete Beams Containing only Longitudinal Reinforcement, Jour. of ACI, Vol. 61, No. 11, 1964.
- 7) Kamiyama, S. and H. Matsushima : A Design Method for Reinforced Concrete Members Based on Torsional Cracking Strength, Memoirs of the School of Science and Engineering, Waseda Univ., 1971.
- 8) 神山 一・松島 博 : ねじりを受けるコンクリート部材の挙動, セメント技術年報 XXIV, 昭和 45 年.
- 9) 神山 一 : 鉄筋コンクリートはりのプラスチックヒンジの特性, 第 26 回土木学会年次学術講演会概要集.
- 10) 松島 博 : 曲げ-ねじりをうける鉄筋コンクリート部材の破壊機構, 第 27 回土木学会年次学術講演会概要集.
- 11) Tung Au : Ultimate Strength Design of Rectangular Concrete Members Subjected to Unsymmetrical Bending, Jour. of ACI, 1958.
- 12) 泉 満明 : ねじりを受けるコンクリート部材の設計法, 技報堂, 1972.

(1973.2.9・受付)