コンクリート破壊型 RC 平板の終局せん断耐力推定方法

A METHOD OF ESTIMATING THE ULTIMATE IN-PLANE SHEAR STRENGTH OF REINFORCED CONCRETE PANELS IN CONCRETE FAILURE MODE

角 一行*, 川股重也**
Kazuyuki SUMI and Shigeya KAWAMATA

A method of estimating the ultimate strength of an orthogonally reinforced concrete panel element subjected to in-plane shear stress is proposed, whose carrying capacity is governed by the failure of concrete. This theory is formulated with a simple expression, it is based on the lower-bound theorem in the limit analysis and the failure criterion of concrete struts which was evaluated by the use of the previous authors' test date.

Being applied to existing experimental results of RC panel tests by not only the present authors but also the other researchers, the strength estimated by the proposed method could represent the test results fairly well.

Keywords : reinforced concrete panel, ultimate strength, in-plane shear stress, concrete struts, failure criterion, lower-bound theorem

鉄筋コンクリート平板, 終局耐力, 面内せん断応力, コンクリートストラット, 破壊基準, 下界定理

1. 前書き

面内力を受ける鉄筋コンクリート (以下 RC と略称) 板の解析にとっては, 有限要素法においては無論のこと, トラスモデルに立脚してせん断抵抗機構を考える場合においても, RC 平板の要素特性を正確に把握しておくことが重要である。この RC 平板に関する解析的な研究には2つのアプローチが考えられる。ひとつは材料非線形を考慮した弾塑性解析を用い, 要素の荷重 (応力) - 変形 (ひずみ) 関係を実挙動により忠実に再現しようとするものであり¹⁾, もうひとつは合理的でかつ単純な仮定を設け, 簡単な方法でマクロ的な見地からその最大耐力を予測しようとするものである^{2), 3)}。しかし, いずれの立場をとるにしても, 要素の構成材料であるコンクリートの力学的特性を明らかにしておくことが不可欠である。

著者らは, これまでに一連の RC 平板要素の面内せん断加力試験 (RC 円筒壁体ねじり加力試験⁴⁾, および RC 平板面内純せん断加力試験⁵⁾) を実施してきた。その結果得られた知見をもとに材料の力学モデルの構築を行ったが^{5), 6)}, これは面内力を受ける RC 平板のせん断応力-せん断ひずみ関係を予測する上で有効な手段となることがわかった⁷⁾。そこで本報では, 先に述べたマク

ロ的アプローチの観点に立ち, 面内せん断力を受ける RC 平板に対する簡便な終局耐力推定式を提案する。これは極限解析のうちでも, 力の釣合条件および材料の降伏条件 (破壊条件) を用いる下界定理の考え方に基づいたものである。水平力, 軸力および曲げモーメントを受ける RC 耐震壁の終局耐力に関する最近の研究の多くは, この2つのうち, 力の釣合条件である外力に対する抵抗機構のモデル化に重点がおかれてきた⁸⁾。これに対し, 本研究は, 釣合条件が比較的表現しやすい一様応力下の RC 平板を対象としており, むしろコンクリートの破壊条件に焦点をあて, その耐力推定式を提案するものである。

面内せん断力を受ける縦横直交配筋された RC 平板の破壊モードは, 鉄筋が降伏して終局に至るものと, コンクリートの破壊によって終局に至るものとに大別することができる。前者については, 実験, 解析の両面で数多くの研究が行われており, かなり精度良く終局耐力を推定することができるようになってきた⁹⁾。しかしながら, 後者については, いくつかの提案式が発表されているものの, いまだ統一的な見解は提示されていない。この主な原因としては, ひび割れ発生後のコンクリート, いわゆるコンクリートストラットの破壊の理論的モデル

* 間組技術研究所

** 東北工業大学建築学科 教授・工博

HAZAMA Corporation Technical Research Institute
Prof., Dept. of Architecture Tohoku Institute of Technology,
Dr. Eng.

化が困難であったことが挙げられる。また、ひび割れ界面で相対滑りが生じる場合には、骨材のかみ合い作用が起こり、この問題はさらに複雑となる。

ここで提案するものは、これまでの実験で得られたコンクリートストラットの破壊条件をもとに導きだしたコンクリート破壊型 RC 平板の終局耐力の推定方法であり、コンクリート強度、鉄筋降伏点応力、および鉄筋比の情報だけで、極めて簡単に耐力を算定することができる。

対象は縦横直交配筋された RC 平板で、面内せん断力および圧縮軸力を受けるものとし、引張軸力を受けるものについては破壊条件に関する資料が不足しているため考察の対象から外した。ここで言うコンクリート破壊型とは、両方向の鉄筋とも弾性範囲にあるうちに、あるいは一方の鉄筋が降伏した後他方向の鉄筋が降伏する前にコンクリートの破壊により終局に至るものである。なお、両方向の鉄筋とも降伏する試験体については、コンクリートが破壊することなくせん断変形が増加する場合が多く、コンクリート破壊型とは区別し鉄筋降伏型と呼ぶ。

終局耐力推定式を導くにあたって、以下の仮定を設ける。

- 1) コンクリートと鉄筋の付着作用によるコンクリートの引張応力分担作用、いわゆるテンションスティフニングは無視できるものとする。
 - 2) 鉄筋は引張力のみを負担し、ひび割れ間のダボ効果によるせん断力の伝達はないものとする。
- 付着作用によるコンクリートの引張分担応力は、変形(あるいは荷重)の増大とともに減少してゆき、最大耐力付近ではひび割れ発生応力の 0.2 倍程度になることが著者らの実験で確認できた⁶⁾。この値は、圧縮強度 200~300 kgf/cm² のコンクリートに対しては 2~3 kgf/cm² の引張応力に相当し、終局耐力のみを取り扱う場合には無視することが可能と思われる。ダボ効果については、そのせん断伝達機構がまだ明確にされておらず、これを忠実に再現でき、かつ、汎用性のあるモデルは今のところ提案されていない¹⁰⁾。既往の多くの RC 平板解析においてもダボ効果は無視したものが多い^{11), 12)}。このような現状と理論の簡略化を考え、本解析の因子から除外することにした。

2. コンクリートストラットの破壊条件

縦横直交配筋された RC 平板要素が面内力(せん断応力 τ_{xy} 、および軸応力 σ_x , σ_y)を受ける場合(図-1(a)参照)、一般にはひび割れ界面で相対滑りが生じ骨材のかみ合い作用が起こる。鉄筋方向を x 軸, y 軸 ($x-y$ 座標)、ひび割れに対して法線方向を n 軸、ひび割れに平行方向を t 軸 ($n-t$ 座標)とすると、ひび割れ発生後に形成されるコンクリートストラットには、せん断力

に対しトラス機構として抵抗する t 軸方向の圧縮応力 $c\sigma_{tt}$ および付着によって鉄筋から伝達される引張応力が生じる。さらに、ひび割れ面で相対滑りが起こる場合には、 t 軸に沿ったせん断応力 $c\tau_{nt}$ と n 軸方向の圧縮応力 $c\sigma_{nn}$ も考慮する必要がある(図-1(b)参照)。 $c\tau_{nt}$, $c\sigma_{nn}$ は骨材のかみ合い作用によるものであり、各々、ひび割れ面での摩擦効果によるせん断応力、相対滑りに伴うひび割れ幅の拡大に対する鉄筋の拘束に起因する圧縮応力である。

図-2 は、著者らの実験によって得られた面内せん断力を受ける RC 平板要素(いずれもコンクリート破壊型)のコンクリートストラット破壊時におけるモールの応力円を、標準供試体の圧縮強度 f'_c の絶対値 $|f'_c|$ で除することにより無次元化したものである⁶⁾(引張を正、圧縮を負にとる、以下同様)。図中の一点鎖線は y 方向の圧縮軸力とせん断力を受ける薄肉 RC 円筒壁体ねじり試験⁴⁾の結果から得られたものであり、破線は縦横不

(a) RC 平板要素の応力 (b) かみ合い作用による応力

図-1 RC 平板要素の応力とかみ合い作用による応力

図-2 コンクリートストラット破壊時のモールの応力円

等量配筋された RC 平板の面内純せん断実験⁵⁾から得られたものである。両者ともひび割れ間で相対滑り、すなわち骨材のかみ合い作用が生じたケースである。太実線の円は面内純せん断力を受ける縦横等量配筋された RC 平板の実験結果であり、この場合は試験体の x, y 両方向の伸びが等しく、要素の引張主ひずみ方向とひび割れ方向が直交するためひび割れ間での相対滑りは生じない。

図中の細実線は、圧縮強度が f'_c の標準供試体の応力円であり、コンクリートストラットの応力円と比較のために示したものである。ここで、主応力を $c\sigma_2, c\sigma_1$ とし（引張正の仮定で、 $c\sigma_2 < c\sigma_1$ ）、ストラットの圧縮強度、つまり破壊時の $c\sigma_2$ を $c\sigma_{2m}$ で表すと、図-2 から $c\sigma_{2m}$ の特性として次のことが認められる。すなわち、すべてのコンクリートストラットとも f'_c より低い圧縮応力レベルで破壊するが ($|c\sigma_{2m}| < |f'_c|$)、 $c\sigma_1$ が圧縮側に増大するに伴って圧縮強度 ($|c\sigma_{2m}|$) が上昇し、逆に $c\sigma_1$ が引張側に増大するにつれて圧縮強度が低下することがわかる。

一般にコンクリート破壊時の限界応力円群は、それらに接するひとつの共通包絡線を有するといわれている（モールの破壊説¹³⁾）。図-2 に示す 2 本の直線は、一軸圧縮強度が f'_c である一般コンクリートの破壊包絡線と、コンクリートストラットの破壊包絡線を表したものである。一般コンクリートの破壊包絡線を、Chen, W. F. の研究¹³⁾ にならい、傾き $-\tan 37^\circ$ を持ち、原点と $\sigma/|f'_c| = -1.0$ の点を通る円（一軸圧縮応力を受ける標準供試体の破壊時応力円）に接する直線で近似し（図中の細線）、これとコンクリートストラットの破壊時応力円群の共通接線（図中の太線）を比較すると、コンクリートストラットの破壊包絡線は一般コンクリートの破壊包絡線よりも下側に存在するものの、両者の傾きについてはほぼ同じであることがわかる。

面内純せん断力を受ける縦横等量配筋 RC 平板のコンクリートストラット（図中の太線で示した応力円）で骨材のかみ合い作用がない場合の圧縮強度 ($c\sigma_{2m-0}$) を特に $c\sigma_{2m-0}$ で表し、その時の鉄筋との付着作用による引張側主応力を $c\sigma_{1-0}$ とすると、図-2 の太線で示すコンクリートストラットの破壊包絡線は、傾き -0.75 ($= -\tan 37^\circ$) を用いて以下の直線式で表される（詳細は文献 6) 参照）。

$$\frac{\tau}{|f'_c|} = -0.75 \frac{\sigma}{|f'_c|} - 0.25 \frac{c\sigma_{2m-0}}{|f'_c|} + \frac{c\sigma_{1-0}}{|f'_c|} \quad (1)$$

ここで、本実験における $c\sigma_{1-0}$ は十分小さく無視できるものとする、最終的にコンクリートストラットの破壊包絡線として次式が導かれる。

$$\tau = -0.75 \sigma - 0.25 c\sigma_{2m-0} \quad (2)$$

(2) 式はひび割れ間での相対滑り（骨材のかみ合い作用）

の有無にかかわらず、任意の応力状態にあるコンクリートストラットの破壊条件を $\sigma-\tau$ 表示を用いて統一的に評価するものである。すなわち、骨材のかみ合い作用によってコンクリートストラットの応力状態（応力円）は変化するものの、破壊そのものは (2) 式の基準によって判定することが可能である。ただし、(2) 式は著者らの実験結果からの近似式であり、実験の範囲外のもの、例えば $\sigma-\tau$ 座標で σ が高圧縮領域にある場合については、式の妥当性に関してあらためて検討の必要がある。この点については既往の実験結果と比較検討しながら 6 節で考察を与える。

3. 釣合条件

図-3 は、図-1 に示す RC 平板の、作用応力に対するコンクリートストラット応力と鉄筋応力の釣合を表したものである。また図中の応力マトリックス⁹⁾の右下の添字は基準となる座標を表している（前節参照）。

ダボ効果およびテンションステイフニング無視の仮定より、コンクリートストラットの応力は $n-t$ 座標で $c\sigma_{nt}, c\sigma_{nn}$ および $c\tau_{nt}$ を用いて表示することができる。鉄筋の抵抗力は、鉄筋応力 $s\sigma_x$ (x 方向鉄筋応力)、 $s\sigma_y$ (y 方向鉄筋応力) に、鉄筋比 P_x (x 方向鉄筋比)、 P_y (y 方向鉄筋比) を乗じた等価鉄筋応力 S_x ($P_x \cdot s\sigma_x$)、 S_y ($P_y \cdot s\sigma_y$) で表す。

作用応力、コンクリートストラット応力、および等価鉄筋応力を、マトリックスを用いてそれぞれ $[F]$ 、 $[C]$ 、 $[S]$ とすると、 $x-y$ 座標で表した釣合条件は次のようになる。

$$[F]_{x-y} = [C]_{x-y} + [S]_{x-y} \quad (3)$$

(3) 式の $[C]_{x-y}$ は、 $[C]_{n-t}$ を用いて

$$[C]_{x-y} = [R][C]_{n-t}[R]^t \quad (4)$$

と表すことができる。ここで

$$[R] = \begin{bmatrix} \cos \theta & \sin \theta \\ -\sin \theta & \cos \theta \end{bmatrix} \quad (5)$$

応 力	作用 応 力	コンクリート ストラット	鉄 筋
応力状態			
応 力 円			
応力表示	$[F]_{x-y} = \begin{bmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} \\ \tau_{xy} & \sigma_y \end{bmatrix}$	$[C]_{n-t} = \begin{bmatrix} c\sigma_{nn} & c\tau_{nt} \\ c\tau_{nt} & c\sigma_{tt} \end{bmatrix}$	$[S]_{x-y} = \begin{bmatrix} S_x & 0 \\ 0 & S_y \end{bmatrix}$

図-3 釣合条件

$[R]^t: [R]$ の転置マトリックス

θ : 座標の回転角 (反時計回りを正)

(3), (4) 式に図-3 の応力マトリックスを代入し, (5) 式を用いて展開すると, 釣合式として

$$\sigma_x = c^2 \cdot c \sigma_{nn} + s^2 \cdot c \sigma_{tt} + 2 c s \cdot c \tau_{nt} + S_x \cdots \cdots (6)$$

$$\tau_{xy} = -c s \cdot c \sigma_{nn} + c s \cdot c \sigma_{tt} + (c^2 - s^2) c \tau_{nt} \cdots \cdots (7)$$

$$\sigma_y = s^2 \cdot c \sigma_{nn} + c^2 \cdot c \sigma_{tt} - 2 c s \cdot c \tau_{nt} + S_y \cdots \cdots (8)$$

(ただし $c = \cos \theta$, $s = \sin \theta$)

が得られる。

4. 終局耐力推定式

4.1 推定式の提案

図-4 はコンクリートストラットの破壊条件を $\sigma - \tau$ 平面で表したものである。図中の破壊包絡線は以降の計算の簡略化を考え, (2) 式中の係数である -0.75 および $-0.25 c \sigma_{2m-0}$ を各々 a, b とおいた次式で与える。

$$\tau = a\sigma + b \cdots \cdots (9)$$

応力円は, $c \tau_{nt}$, $c \sigma_{nn}$ 及び $c \sigma_{tt}$ を用いて

$$\left(\sigma - \frac{c \sigma_{nn} + c \sigma_{tt}}{2} \right)^2 + \tau^2 = \left(\frac{c \sigma_{nn} - c \sigma_{tt}}{2} \right)^2 + c \tau_{nt}^2 \cdots \cdots (10)$$

で表される。また, コンクリートストラットの主応力は次のようになる。

$$c \sigma_2 = \frac{c \sigma_{nn} + c \sigma_{tt}}{2} - \sqrt{\left(\frac{c \sigma_{nn} - c \sigma_{tt}}{2} \right)^2 + c \tau_{nt}^2} \cdots \cdots (11)$$

$$c \sigma_1 = \frac{c \sigma_{nn} + c \sigma_{tt}}{2} + \sqrt{\left(\frac{c \sigma_{nn} - c \sigma_{tt}}{2} \right)^2 + c \tau_{nt}^2} \cdots \cdots (12)$$

コンクリートストラットの取り得る条件, すなわち, 図-4 において, 応力円が破壊包絡直線を越えない条件は, 代数的に (9), (10) 式から τ を消去して導かれる σ の方程式,

$$\begin{aligned} & \left(\sigma - \frac{c \sigma_{nn} + c \sigma_{tt}}{2} \right)^2 + (a\sigma + b)^2 \\ &= \left(\frac{c \sigma_{nn} - c \sigma_{tt}}{2} \right)^2 + c \tau_{nt}^2 \cdots \cdots (13) \end{aligned}$$

(a) コンクリートストラット 未破壊 (b) コンクリートストラット 破壊

図-4 コンクリートストラットの破壊条件

の根の判別条件から得ることができる。

(6)~(8) 式で

$$R_x = S_x - \sigma_x, R_y = S_y - \sigma_y \cdots \cdots (14)$$

と置くと釣合式は以下のように書き換えられる。

$$-R_x = c^2 \cdot c \sigma_{nn} + s^2 \cdot c \sigma_{tt} + 2 c s \cdot c \tau_{nt} \cdots \cdots (15)$$

$$\tau_{xy} = -c s \cdot c \sigma_{nn} + c s \cdot c \sigma_{tt} + (c^2 - s^2) c \tau_{nt} \cdots \cdots (16)$$

$$-R_y = s^2 \cdot c \sigma_{nn} + c^2 \cdot c \sigma_{tt} - 2 c s \cdot c \tau_{nt} \cdots \cdots (17)$$

(15)~(17) 式より導かれる

$$c \sigma_{nn} + c \sigma_{tt} = -(R_x + R_y) \cdots \cdots (18)$$

$$c \sigma_{nn} - c \sigma_{tt} = -2 \sin 2 \theta \cdot \tau_{xy} - \cos 2 \theta (R_x - R_y) \cdots \cdots (19)$$

$$c \tau_{nt} = \cos 2 \theta \cdot \tau_{xy} - \sin 2 \theta (R_x - R_y) / 2 \cdots \cdots (20)$$

を (13) 式に代入し整理すると, $x-y$ 座標と $n-t$ 座標のなす角 θ が自動的に消去され

$$(1 + a^2) \sigma^2 + (2 a b + R_x + R_y) \sigma + R_x \cdot R_y + b^2 - \tau_{xy}^2 = 0 \cdots \cdots (21)$$

という簡単な形となる。また, (11), (12) 式の主応力も同様に次式で与えられる。

$$c \sigma_2 = -\frac{R_x + R_y}{2} - \sqrt{\left(\frac{R_x - R_y}{2} \right)^2 + \tau_{xy}^2} \cdots \cdots (22)$$

$$c \sigma_1 = -\frac{R_x + R_y}{2} + \sqrt{\left(\frac{R_x - R_y}{2} \right)^2 + \tau_{xy}^2} \cdots \cdots (23)$$

本研究はコンクリート破壊型の RC 平板を取り扱っている (図-4(b) 参照)。この場合, コンクリートストラットの取り得る条件は, (13) 式に釣合式を盛り込んだ (21) 式の重根条件:

$$(2 a b + R_x + R_y)^2 - 4 (1 + a^2) (R_x \cdot R_y + b^2 - \tau_{xy}^2) = 0 \cdots \cdots (24)$$

で表すことができる。これを τ_{xy} で整理すると, 最終的に以下の式が導かれる。

$$\tau_{xy}^2 = \frac{-R_x^2 - R_y^2 + (2 + 4 a^2) R_x R_y - 4 a b R_x - 4 a b R_y + 4 b^2}{4 a^2 + 4} \cdots \cdots (25)$$

(25) 式は, 計算過程からわかるように, かみ合い作用を考慮した破壊包絡線を表す (9) 式, 応力円を表す (10) 式から導かれており, $c \tau_{nt}$, $c \sigma_{nn}$ は陰の形で式中に反映されている。つまり, (25) 式は面内力を受ける RC 平板における, ひび割れ間の相対滑りの影響が盛り込まれたものである。

ここで, (25) 式は釣合条件 (6)~(8) 式 ((15)~(17) 式) およびコンクリートの破壊条件を同時に満足するものであるから, これと鉄筋の取り得る条件を同時に取り入れれば下界定理の適用が可能となる。

一般に, 塑性理論に基づく下界定理においては, 鉄筋は弾性完全塑性材料と仮定し, その取り得る範囲を次式の条件で与え, S_x と S_y をその範囲内で変化させた場合に, 取り得る τ_{xy} の最大値が下界の解, すなわち終局耐力 τ_{xyu} となる。

$$\left. \begin{aligned} S_x &\leq S_x^y, \quad S_x^y = P_x \cdot s \sigma_x^y \\ S_y &\leq S_y^x, \quad S_y^x = P_y \cdot s \sigma_y^x \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (26)$$

ここで、 $s \sigma_x^y$, $s \sigma_y^x$ は x 方向, y 方向鉄筋の降伏点応力
しかしながら面内力を受ける RC 部材の場合, 特に
本研究で対象としているコンクリート破壊型の RC 平
板においては, コンクリートストラットは圧縮強度以降
では完全塑性性状は示さず, したがってコンクリートが
破壊した後に鉄筋が降伏するという応力の再分配は観察
されない。この点を考慮すると, 降伏点応力がそのまま
鉄筋の取り得る応力の上限值とはならない。

いま, 面内純せん断力のみ (図-1 において作用応力
が τ_{xy} のみ) を受ける縦横等量配筋 RC 平板で, 鉄筋量
が十分に多くコンクリートストラットが破壊するまで鉄
筋は降伏しない試験体を考える。この場合, 釣合式は,
(6)~(8) 式で $\sigma_x = \sigma_y = 0$, $\theta = -45^\circ$, また x, y 方向
の伸びが等しくひび割れ面で相対滑りが生じないことか
ら $S_x = S_y = S$, $c \sigma_{nm} = c \tau_{nt} = 0$ と置くことにより以下の
ような形をとる。

$$\tau_{xy} = -c \sigma_{tt} / 2 = S \dots\dots\dots (27)$$

さらに $n-t$ 軸およびコンクリートストラットの主応力
軸が同じであるため $c \sigma_{tt}$ は圧縮側の主応力 $c \sigma_2$ と一致す
る。この場合, RC 平板はコンクリートストラットの圧
縮主応力である $c \sigma_{tt}$ が $c \sigma_{2m-0}$ となった時に最大荷重をとり
終局に至る。面内純せん断力を受ける等量配筋された
コンクリート破壊型 RC 平板の終局耐力 (τ_{xyu}) を特に
 τ_{xyu-0} とすると, τ_{xyu-0} と $c \sigma_{2m-0}$ の関係は次式で与えら
れる。

$$\tau_{xyu-0} = -c \sigma_{2m-0} / 2 \dots\dots\dots (28)$$

この時の等価鉄筋応力 S を臨界等価鉄筋応力と呼び
 S_{cri} で表すと, S_{cri} は (27), (28) 式より

$$S_{cri} = -c \sigma_{2m-0} / 2 \dots\dots\dots (29)$$

となる。(29)式は, RC 平板の終局時におけるコンクリ
ートストラットの圧縮強度と等価鉄筋応力の関係を表すも
のである。先に述べたように, コンクリート破壊後は鉄
筋への応力の再分配が行われなため, S_{cri} は鉄筋が
これ以上の引張応力を負担しないという, 等価鉄筋応力
(S_x, S_y) についてひとつの上限值を表すものである。

縦横不等量配筋の場合, あるいは軸力 σ_x, σ_y が存在
する場合にはコンクリートストラットの最大圧縮強度
 $c \sigma_{2m}$ は (28) 式, (29) 式における $c \sigma_{2m-0}$ とは異なる (図
-2 参照)。したがって臨界等価鉄筋応力も $c \sigma_{2m}$ に伴っ
て変化するものと考えられる。しかしながら本理論にお
いては, 提案する耐力推定式を簡便にするため, 臨界等
価鉄筋応力 S_{cri} はすべての場合において (29) 式で与
えられるものとし, これと降伏点応力の小さい方を等価
鉄筋応力 S_x, S_y の上限値とする。すなわち, 鉄筋のと
りうる条件を下式のように与えた。

$$\left. \begin{aligned} S_x &\leq S_{xlim} = [S_x^y, S_{cri}]_{\min} \\ S_y &\leq S_{ylim} = [S_y^x, S_{cri}]_{\min} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (30)$$

添字 min は 2 者の内で小さい方を意味する

以上のような考察の結果, コンクリート破壊型 RC
平板の終局耐力 τ_{xyu} の推定式として以下のものを提案
する。

$$\tau_{xyu} = \sqrt{\left(\frac{-R_x^2 - R_y^2 + (2+4a^2)R_x R_y - 4abR_x - 4abR_y + 4b^2}{4(a^2+1)} \right)_{\max}} \dots\dots\dots (31)$$

ここで,

$$\left. \begin{aligned} R_x &\leq R_{xlim}, \quad \text{ただし, } R_{xlim} = S_{xlim} - \sigma_x \\ R_y &\leq R_{ylim}, \quad \text{ただし, } R_{ylim} = S_{ylim} - \sigma_y \end{aligned} \right\} \dots\dots (32)$$

(31) 式の添字 max は, (32) 式の条件のもとで取り得
る最大値を意味する。

4.2 破壊モードの判別

筆者らが行った RC 平板の面内せん断実験で, 縦横
等量配筋, 不等量配筋にかかわらず両方向の鉄筋量が少
ない試験体 ($P_x = P_y = 0.53\%$ および 1.06% の等量配
筋試験体, $P_x = 1.47\%$, $P_y = 0.74\%$ の不等量配筋試
験体) は, 鉄筋降伏後, 剛性が著しく低下するもののコ
ンクリートが破壊することなくせん断変形が進行する
という性状を呈した⁵⁾。この場合の終局域特性は鉄筋降伏
型であり今まで述べた理論はあてはまらない。

鉄筋降伏型の RC 平板では, せん断変形に伴ってひ
び割れ幅も漸増していく。既往の多くの研究より, ひび
割れ幅が増大するに従って骨材のかみ合い効果は小さく
なり, $c \sigma_{nm}$, および $c \tau_{nt}$ が減少していくことが認められ
ている^{11), 14)}。そこでこのタイプの RC 平板試験体に対し
ては, 終局時 (大変形時) でのかみ合い作用は無視でき
るという仮定のもとで以下の釣合条件を導く。すなわち,
(15)~(17) 式で, $c \sigma_{nm} = c \tau_{nt} = 0$, $R_x = R_x^y$, $R_y = R_y^x$ (R_x^y ,
 R_y^x は鉄筋降伏時の R_x, R_y に相当し, 各々, $R_x^y = S_x^y -$
 σ_x , $R_y^x = S_y^x - \sigma_y$ を表している), および τ_{xy} を終局耐力
 τ_{xyu} において次式が得られる。

$$-R_x^y = s^2 \cdot c \sigma_{tt} \dots\dots\dots (33)$$

$$\tau_{xyu} = c S \cdot c \sigma_{tt} \dots\dots\dots (34)$$

$$-R_y^x = c^2 \cdot c \sigma_{tt} \dots\dots\dots (35)$$

これより鉄筋降伏型 RC 平板の終局耐力 τ_{xyu} として

$$\tau_{xyu} = \sqrt{R_x^y R_y^x} \dots\dots\dots (36)$$

が導かれる。

また, コンクリートが破壊しないことより, コンクリ
ートストラットの応力円は終局時に至っても破壊包絡線
の下側に存在する (図-4 (a))。コンクリート破壊型の場
合同様な考え方で, 応力円と破壊包絡線が交わらない
条件, すなわち $R_x = R_x^y$, $R_y = R_y^x$ および $\tau_{xy} = \tau_{xyu}$ と
いた (21) 式が解を持たない条件として下式が得られる。

$$(2ab + R_x^y + R_y^y)^2 - 4(1 + a^2)(R_x^y \cdot R_y^y + b^2 - \tau_{xyu}^2) < 0 \quad (37)$$

これに

$$\tau_{xyu} = \sqrt{R_x^y R_y^y}, \quad a = -0.75, \quad b = -0.25 c\sigma_{2m-0} \quad (38)$$

を代入して整理すると

$$(R_x^y + R_y^y + c\sigma_{2m-0})(R_x^y + R_y^y - 0.25 c\sigma_{2m-0}) < 0 \quad (39)$$

となる。ここで R_x^y , R_y^y , および $-0.25 c\sigma_{2m-0}$ が正値であることから、鉄筋降伏型の判別条件として下式が導かれる。

$$R_x^y + R_y^y < -c\sigma_{2m-0} \quad (40)$$

逆に、コンクリート破壊型の判別条件は

$$R_x^y + R_y^y \geq -c\sigma_{2m-0} \quad (41)$$

となる。

ただし、鉄筋降伏型 RC 平板においては、(本稿では便宜的に大変形時としたが) その終局状態の定義が明確でないこと、また平板内の鉄筋は様でないひずみ分布を示し⁵⁾¹⁵⁾、降伏、未降伏の判定が困難な場合があり(40)、(41) 式による破壊パターンの分類が必ずしも実験結果と一致するとは言えない、等の理由から R_x^y , R_y^y が(40) 式の範囲内にある場合についても鉄筋降伏型の推定式である(36) 式のみならず、コンクリート破壊型の推定式である(31) 式からも耐力を計算し、両者の内で小さい方を τ_{xyu} とすることにした。(鉄筋降伏型の耐力推定式(36)の妥当性については議論の対象から外した。)

5. 提案式の適用

5.1 適用方法

本提案式を適用するにあたっては、試験体パラメータであるコンクリート強度 f'_c 、鉄筋降伏点応力 $s\sigma_x^y$, $s\sigma_y^y$ 、鉄筋比 P_x , P_y および軸力 σ_x , σ_y 以外にコンクリートストラットの破壊包絡線の定数 a , b ((9) 式参照) がインプットデータとして必要である。

まず、破壊包絡線の勾配 a についてはコンクリートの材料固有のものとして、取り上げるすべての試験体について -0.75 を採用することにする。一方、 b は面内純せん断力を受ける等量配筋 RC 平板のコンクリートストラットの圧縮強度 $c\sigma_{2m-0}$ の関数、 $b = -0.25 c\sigma_{2m-0}$ である。

既報⁵⁾において、面内純せん断力を受ける等量配筋 RC 平板のコンクリートストラットの圧縮主応力 $c\sigma_2$ - 圧縮主ひずみ $c\epsilon_2$ 関係として、標準供試体の圧縮強度 f'_c に相当する軸方向圧縮ひずみ ϵ_0 、および初期せん断ひび割れ発生時のコンクリートストラットの圧縮主ひずみ ϵ_{cr} を用いて以下のモデルを提案した。

$$\frac{c\sigma_2}{f'_c} = \left(1.5 + \frac{\epsilon_{cr}}{\epsilon_0}\right) \left(\frac{c\epsilon_2}{\epsilon_0}\right) - \left(\frac{c\epsilon_2}{\epsilon_0}\right)^2 \quad (42)$$

$c\sigma_{2m-0}$ は(42) 式が表す 2 次曲線の頂点に対応する応力であり、

$$c\sigma_{2m-0}/f'_c = [1.5 + (\epsilon_{cr}/\epsilon_0)]^2/4 \quad (43)$$

と表される。

筆者らの行った実験では ϵ_{cr}/ϵ_0 が無視し得る小さい値であったのでこれを 0 とおき、また後述する Vecchio-Collins の実験では文献 12) 中のデータを参考に $\epsilon_{cr}/\epsilon_0 = 0.05$ とおくことによって $c\sigma_{2m-0}$ の計算を行う。この場合、 $c\sigma_{2m-0}$ および破壊包絡線の定数 a , b は、

筆者らの実験に対して

$$\left. \begin{aligned} c\sigma_{2m-0} &= 0.563 f'_c \\ a &= -0.75, \quad b = -0.25 \times 0.563 f'_c \end{aligned} \right\} \quad (44)$$

Vecchio-Collins の実験に対して

$$\left. \begin{aligned} c\sigma_{2m-0} &= 0.6 f'_c \\ a &= -0.75, \quad b = -0.25 \times 0.6 f'_c \end{aligned} \right\} \quad (45)$$

となる。

さて、 R_x , R_y の関数として

$F(R_x, R_y) =$

$$\frac{-R_x^2 - R_y^2 + (2 + 4a^2)R_x R_y - 4abR_x - 4abR_y + 4b^2}{4a^2 + 4} \quad (46)$$

を新たに定義すると、 $F(R_x, R_y)$ が取り得る最大値の平方根が終局耐力 τ_{xyu} となる ((31), (32) 式参照)。

まず R_y が上限値 R_{ylim} とする場合、(46) 式を書き換えた、

$$F(R_x, R_{ylim}) = \frac{-[R_x - (R_{ylim} + 2a^2 R_{ylim} - 2ab)]^2}{4 + 4a^2} + (b - aR_{ylim})^2 \quad (47)$$

より、 τ_{xyu} は以下ようになる。

$R_{xlim} < R_{ylim}(1 + 2a^2) - 2ab$ の時：

$$\tau_{xyu} = \sqrt{F(R_{xlim}, R_{ylim})} \quad (48)$$

$R_{xlim} \geq R_{ylim}(1 + 2a^2) - 2ab$ の時：

$$\tau_{xyu} = b - aR_{ylim} \quad (49)$$

同様に R_x が上限値 R_{xlim} とする場合、

$$F(R_{xlim}, R_y) = \frac{-[R_y - (R_{xlim} + 2a^2 R_{xlim} - 2ab)]^2}{4 + 4a^2} + (b - aR_{xlim})^2 \quad (50)$$

より、 τ_{xyu} は以下ようになる。

$R_{ylim} < R_{xlim}(1 + 2a^2) - 2ab$ の時：

$$\tau_{xyu} = \sqrt{F(R_{xlim}, R_{ylim})} \quad (51)$$

$R_{ylim} \geq R_{xlim}(1 + 2a^2) - 2ab$ の時：

$$\tau_{xyu} = b - aR_{xlim} \quad (52)$$

図-5 は (48), (49), (51), (52) 式をまとめて図示したものであり、図中の実線および破線はそれぞれ

実線： $R_{xlim} = R_{ylim}(1 + 2a^2) - 2ab$

破線： $R_{ylim} = R_{xlim}(1 + 2a^2) - 2ab$

を表している。 R_{xlim} , R_{ylim} が図中の領域 I にある場合

ただし $F(R_{xlim}, R_{ylim}) =$

$$\frac{-R_{xlim}^2 - R_{ylim}^2 + (2+4a^2)R_{xlim}R_{ylim} - 4ab(R_{xlim} + R_{ylim}) + 4b^2}{4(a^2+1)}$$

図—5 R_{xlim} — R_{ylim} と終局せん断耐力 τ_{xyu} の関係

には、(48) 式 (または (51) 式) で終局耐力 τ_{xyu} が得られる。 R_{xlim} , R_{ylim} が領域 II にある場合には (48), (52) 式が評価の対象となるが、両式の計算結果のうち大きいほう、すなわち (52) 式から求まる τ_{xyu} が終局耐力となる。同様に R_{xlim} , R_{ylim} が領域 III にある場合には (49) 式で終局耐力が得られる。

以上のことをまとめて、最終的に τ_{xyu} を下式で与える。

$$\tau_{xyu} = \begin{cases} \sqrt{F(R_{xlim}, R_{ylim})} & \cdots \cdots \text{領域 I} \\ b - aR_{xlim} & \cdots \cdots \text{領域 II} \\ b - aR_{ylim} & \cdots \cdots \text{領域 III} \end{cases} \quad \cdots \cdots (53)$$

5.2 適用例

以下に軸力なしで x , y 方向の鉄筋量が異なる場合、および軸力がある場合の RC 平板要素に対する推定式の具体的な適用例を示す。前者としては Vecchio-Collins の RC 平板面内純せん断実験試験体を、後者としては著者らが行った薄肉 RC 円筒壁体ねじり実験試験体を取り上げる。

鉄筋量が異なる場合

試験体名 PV-21¹²⁾, $f'_c = -199 \text{ kgf/cm}^2$

$$s\sigma_x^y = 4672 \text{ kgf/cm}^2, P_x = 1.79\%, S_x^y = 83.63 \text{ kgf/cm}^2$$

$$s\sigma_y^y = 3080 \text{ kgf/cm}^2, P_y = 1.30\%, S_y^y = 40.04 \text{ kgf/cm}^2$$

$$\text{実験結果: } \tau_{xyu} = 51.3 \text{ kgf/cm}^2$$

破壊包絡線の定数 a , b は (45) 式より

$$a = -0.75,$$

$$b = -0.25 \times 0.6 \times -199 = 29.85 \text{ (kgf/cm}^2\text{)}$$

となる。また S_{cri} は、

$$S_{cri} = -0.5 c\sigma_{2m-0} = -0.5 \times 0.6 \times -199 \\ = 59.70 \text{ kgf/cm}^2$$

である。軸力がないことから

$$R_x^y = S_x^y, R_y^y = S_y^y$$

となる。

$$R_x^y + R_y^y = 83.63 + 40.04 = 123.67$$

$$c\sigma_{2m-0} = 0.6 \times f'_c = -119.4$$

$$R_x^y + R_y^y > -c\sigma_{2m-0}$$

となるから、判別条件 (41) 式よりコンクリート破壊型となり、 τ_{xyu} は (31), (32) 式で与えられる。 S_x , S_y が取り得る上限値 S_{xlim} , S_{ylim} は、

$$S_{xlim} = [S_x^y, S_{cri}]_{\min} = 59.70 \text{ kgf/cm}^2$$

$$S_{ylim} = [S_y^y, S_{cri}]_{\min} = 40.04 \text{ kgf/cm}^2$$

であり、 R_x , R_y の上限値 R_{xlim} , R_{ylim} も S_{xlim} , S_{ylim} と等しく

$$R_{xlim} = S_{xlim} = 59.70 \text{ kgf/cm}^2$$

$$R_{ylim} = S_{ylim} = 40.04 \text{ kgf/cm}^2$$

となる。両者には

$$R_{xlim} < R_{ylim}(1+2a^2) - 2ab \text{ かつ } R_{ylim} < R_{xlim}(1+2a^2) - 2ab$$

の関係があるため、図—5 の領域 I に相当し終局耐力 τ_{xyu} の推定値は (53) 式より

$$\tau_{xyu} = \sqrt{F(R_{xlim}, R_{ylim})}$$

となり、結局

$$\text{計算結果: } \tau_{xyu} = 52.90 \text{ kgf/cm}^2$$

が算出された。

また、(22) 式に

$$R_x = 59.70, R_y = 40.04, \tau_{xy} = 52.90$$

を代入して得られる $c\sigma_2$ がコンクリートストラットの圧縮強度 $c\sigma_{2m}$ となる。すなわち

$$c\sigma_{2m} = -103.7 \text{ kgf/cm}^2$$

軸力がある場合

試験体名 SP-1.0-100⁴⁾, $f'_c = -220 \text{ kgf/cm}^2$

$$s\sigma_x^y = s\sigma_y^y = 4530 \text{ kgf/cm}^2, P_x = P_y = 1.01\%$$

$$S_x^y = S_y^y = 45.75 \text{ kgf/cm}^2$$

$$\sigma_x = 0 \text{ kgf/cm}^2, \sigma_y = -100 \text{ kgf/cm}^2$$

$$\text{実験結果: } \tau_{xyu} = 63.9 \text{ kgf/cm}^2$$

破壊包絡線の定数 a , b , および S_{cri} として

$$a = -0.75,$$

$$b = -0.25 \times 0.563 \times -220 = 30.97 \text{ (kgf/cm}^2\text{)}$$

$$S_{cri} = -0.5 c\sigma_{2m-0} = -0.5 \times 0.563 \times -220 \\ = 61.93 \text{ kgf/cm}^2$$

が導かれる。 y 方向に軸力があることから

$$R_x^y = S_x^y = 45.75 \text{ kgf/cm}^2$$

$$R_y^y = -\sigma_y + S_y^y = 145.75 \text{ kgf/cm}^2$$

より、

$$R_x^y + R_y^y = 45.75 + 145.75 = 191.5 > 123.86 \\ = -c\sigma_{2m-0}$$

となり、(31), (32) 式で τ_{xyu} が与えられる。

S_x , S_y が取り得る上限値 S_{xlim} , S_{ylim} は、

$$S_{xlim} = [S_x^y, S_{cri}]_{\min} = 45.75 \text{ kgf/cm}^2$$

$$S_{y11m} = [S_y^0, S_{crl}]_{\min} = 45.75 \text{ kgf/cm}^2$$

であり、 R_{x11m} 、 R_{y11m} は次のようになる。

$$R_{x11m} = -\sigma_x + S_{x11m} = 45.75 \text{ kgf/cm}^2$$

$$R_{y11m} = -\sigma_y + S_{y11m} = 145.75 \text{ kgf/cm}^2$$

両者には

$$R_{y11m} > R_{x11m}(1+2a^2) - 2ab$$

の関係があるため、 $F(R_x, R_y)$ の最大値は

$$R_y = R_{x11m}(1+2a^2) - 2ab$$

の時で (図—5 の領域Ⅱに相当)、終局耐力 τ_{xyu} の推定値は (53) 式より

$$\tau_{xyu} = b - aR_{x11m}$$

となり、結局

$$\text{計算結果: } \tau_{xyu} = 65.28 \text{ kgf/cm}^2$$

が算出された。

また、この時のコンクリートストラットの圧縮強度として (22) 式に

$$R_x = 45.75, R_y = R_{x11m}(1+2a^2) - 2ab = 143.7,$$

$$\tau_{xy} = 65.28$$

を代入して以下の値が得られる。

$$c\sigma_{2m} = -176.3 \text{ kgf/cm}^2$$

6. 既往の実験結果と提案式との比較検討

前節までに示したコンクリート破壊型 RC 平板の終局耐力推定値は①鉄筋の取り得る上限値 S_{x11m} 、 S_{y11m} に対して便宜的な仮定を設けている ((27)~(30) 式)、②コンクリートの破壊条件は、著者らがこれまでにを行った実験の結果より導いたものである、等の理由から、提案式の汎用性については確認を行う必要がある。また、極

表—1 計算値と実験値の比較

実験 及び 試験体名		番号	σ_x kgf/cm ²	σ_y kgf/cm ²	f_c' kgf/cm ²	P_x %	$s\sigma_x^y$ kgf/cm ²	P_y %	$s\sigma_y^y$ kgf/cm ²	τ_{xyu}^c kgf/cm ²	τ_{xyu}^e kgf/cm ²	$\frac{\tau_{xyu}^c}{\tau_{xyu}^e}$
角・川股 RC 平板 せん断実験	C-5	No. 1	0	0	-234	1.06	4084	2.00	4084	58.0	55.8	1.04
	C-11*	No. 2	0	0	-253	1.06	4084	2.00	4084	59.5	58.2	1.02
	C-13*	No. 3	0	0	-268	2.00	4084	1.06	4084	59.5	61.8	0.96
角・川股 他 RC 円筒 ねじり実験	SP-1.0-50	No. 4	0	-50	-181	1.01	4530	1.01	4530	57.6	51.5	1.12
	SP-1.0-100	No. 5	0	-100	-220	1.01	4530	1.01	4530	65.3	63.9	1.02
	SP-1.7-0	No. 6	0	0	-213	1.75	4530	1.75	4530	60.0	61.9	0.97
	SP-1.7-50	No. 7	0	-50	-199	1.75	4530	1.75	4530	66.5	61.7	1.08
	SP-1.7-100	No. 8	0	-100	-233	1.75	4530	1.75	4530	81.5	69.0	1.18
	SP-2.4-0	No. 9	0	0	-250	2.44	4530	2.44	4530	70.4	62.8	1.12
	SP-2.4-50	No.10	0	-50	-202	2.44	4530	2.44	4530	67.4	72.3	0.93
	SP-2.4-100	No.11	0	-100	-215	2.44	4530	2.44	4530	75.5	79.5	0.95
Vecchio・ Collins RC 平板 せん断実験	PV-10*	No.12	0	0	-148	1.79	2815	1.00	2815	37.7	40.5	0.93
	PV-12	No.13	0	0	-163	1.79	4784	0.45	2744	33.2	31.9	1.04
	PV-19*	No.14	0	0	-194	1.79	4672	0.71	3050	42.6	40.3	1.06
	PV-20	No.15	0	0	-200	1.79	4692	0.89	3029	47.3	43.5	1.09
	PV-21	No.16	0	0	-199	1.79	4672	1.30	3080	52.9	51.3	1.03
	PV-22	No.17	0	0	-200	1.79	4672	1.52	4284	60.0	61.9	0.97
	PV-23**	No.18	$-0.39\tau_{xy}$	$-0.39\tau_{xy}$	-209	1.79	5284	1.79	5284	81.9	90.5	0.90
	PV-25**	No.19	$-0.69\tau_{xy}$	$-0.69\tau_{xy}$	-196	1.79	4753	1.79	4753	100.3	93.0	1.08
	PV-27	No.20	0	0	-209	1.79	4508	1.79	4508	62.7	64.8	0.97
山口・長沼 RC 平板 せん断実験	PS-1*	No.21	0	0	-318	1.91	4370	1.91	4370	83.5	86	0.97
	PS-2	No.22	0	0	-318	2.58	4330	2.58	4330	95.4	107	0.89
	PS-3	No.23	0	0	-318	2.58	4330	1.91	4370	91.6	98	0.93
	PS-4	No.24	0	0	-318	3.38	4310	1.91	4370	91.6	108	0.85
	PS-5	No.25	0	0	-318	5.29	4010	1.91	4370	91.6	114	0.80
	PS-6*	No.26	0	0	-318	1.91	4370	0.85	3710	51.3	58	0.88
	PS-7*	No.27	0	0	-318	2.58	4330	0.85	3710	59.4	66	0.90
	PS-8*	No.28	0	0	-318	3.38	4310	0.85	3710	67.8	68	1.00
	CS-1**	No.29	-20	-20	-318	1.91	4370	1.91	4370	100.3	107	0.94
	CS-2	No.30	0	-40	-318	1.91	4370	1.91	4370	98.2	103	0.95
	CS-3**	No.31	-40	-40	-318	1.91	4370	1.91	4370	112.2	121	0.93
	CS-4**	No.32	-60	-60	-318	1.91	4370	1.91	4370	124.2	136	0.91

τ_{xyu}^c 、 τ_{xyu}^e : 最大耐力の計算値 (τ_{xyu}^c) 及び実験値 (τ_{xyu}^e)

* : 本推定方法による鉄筋降伏型 (両方向の鉄筋降伏) 試験体

** : 面内せん断応力 + 等方圧縮応力を受ける試験体

ただし、PV-23、PV-25は作用せん断応力に比例する圧縮応力、CS-1、CS-3、CS-4は定圧縮応力

限解析のもうひとつの定理, すなわち上界定理に対応する解は求めている。そこで本節では, 計算結果と既往の実験結果とを比較することにより, 提案した終局耐力推定方法の妥当性について検討を行う。

表—1 および図—6 に, 過去に行われた実験の結果と提案式による計算結果 τ_{xyu} の比較を示す。ここではコンクリート破壊型試験体 (x, y 両方向の鉄筋とも弾性範囲にあるうちに終局に至ったもの, および一方の鉄筋が降伏し他方向の鉄筋が降伏する前に終局に至ったもの) のうちでも, 特に終局耐力の推定が困難な, 縦横の鉄筋量が異なるものと, せん断力のみならず軸力も受ける試験体を主な対象とした。取り上げたものは著者らの実験^{(4), (5)}, Vecchio-Collins の実験⁽¹²⁾ (コンクリートの打設不良のもの, また未成熟破壊 (premature failure), 端部破壊したものについては除外), および山口・長沼の実験⁽¹⁶⁾ で用いられた試験体である。算定は 5 節で示した手順に準じたが, 山口・長沼の実験における $c\sigma_{2m-0}$ および破壊包絡線の定数 a, b については (45) 式を用いた。

表中の試験体のうち, PV-23, PV-25, CS-1, CS-3, CS-4 は等量配筋 RC 平板でせん断応力 τ_{xy} と面内等方圧縮応力 ($\sigma_x = \sigma_y$) を受けるものである。これらは軸力が作用するにもかかわらず, 試験体の x, y 方向の伸びが等しく, ひび割れ間で相対滑りが生じないという特殊なタイプである。すなわち, 滑りに伴う摩擦力 $c\tau_{nt}$ が作用しない。そこで, ひび割れを介してコンクリートストラットに圧縮応力は伝達されるが, t 軸方向のせん断応力は生じないとして, 次のように最大耐力を導いた。

コンクリートストラットが $n-t$ 軸 ($x-y$ 軸となす角は 45°) で 2 軸圧縮応力状態になること, およびひび割れ面でせん断応力が生じないこと ($c\tau_{nt}=0$ より) から,

コンクリートストラットの応力マトリックスを下式で表す。

$$[C]_{n-t} = \begin{bmatrix} c\sigma_{nn} & 0 \\ 0 & c\sigma_{tt} \end{bmatrix} \dots\dots\dots (54)$$

軸力を $\sigma_n (= \sigma_x = \sigma_y)$, 等価鉄筋応力を $S (= S_x = S_y)$ で表し, 3 節および 4 節と同様な手順に従うと最終的に次の推定式が導かれる。

$$\tau_{xyu} = \frac{b-aR}{\sqrt{1+a^2}} \dots\dots\dots (55)$$

ただし $R = R_{lim}$

$$R_{lim} = S_{lim} - \sigma_n$$

$$S_{lim} = S_{xlim} = S_{ylim}$$

表中の CS-1, CS-3, CS-4 に対しては σ_n を一定値として, また PV-23 に対しては $\sigma_n = -0.39 \cdot \tau_{xyu}$ を, PV-25 に対しては $\sigma_n = -0.69 \cdot \tau_{xyu}$ を (55) 式に代入して計算を行った。

表—1 および図—6 より, 実験結果と計算値を比較すると, 各試験体の間で計算値の精度にばらつきがあるものの, 多くの試験体において両者の差が $\pm 10\%$ の範囲内におさまっているのがわかる。また計算値/実験値の平均値および変動係数は各々 0.98, 8.6% であった。

各実験シリーズ別に実験値と計算値を比較してみると, 山口・長沼の実験において, 全試験体の最大耐力 τ_{xyu} の計算値は実験値よりも下回っているのがわかる。この原因として, 山口・長沼の実験では試験体全体に幅止め筋が配筋されており, これによるコンクリートの面外の拘束効果の影響が実験値と計算値の差異を生じさせたと思われる。すなわち, 本論で提案したコンクリートストラットの破壊条件は 2 次元の応力状態を想定したものであり, 面外の拘束力は考慮していない。一方, 山口・長沼の試験体のコンクリートストラットは, 面外の拘束によって, 提案したコンクリートストラットの破壊条件から導かれるものよりも高い圧縮応力レベルまで耐荷能力があるものと推測される⁽¹⁷⁾。このことが, 著者らの終局耐力推定値が実験値を過小評価した主因であると考えられる。

表中の * で示した試験体は, 実験ではコンクリート破壊型であったが, 計算では (40) 式を満足し, かつ, 鉄筋降伏を前提とした耐力算定式 (36) の計算結果がコンクリート破壊を前提とした耐力算定式 (31) の計算結果より下回り, 理論上鉄筋降伏型に属したものである。しかしながらこれらの試験体の多くは, (31) 式, (36) 式による計算結果の間に顕著な差異は見られず (例えば PV-10 では (31) 式による計算結果が 38.69 kgf/cm^2 , (36) 式による計算結果が 37.66 kgf/cm^2), わずかな差で鉄筋降伏型と判定されたものである。このような微妙な破壊モードに至るまで理論で判別しようとするのは極

図—6 実験値と計算値の比較 (終局せん断耐力 τ_{xyu})

図-7 実験値と計算値の比較 (コンクリートストラット圧縮強度 $c\sigma_{zm}$)

めて困難なことであり、この点については今後の課題として残されたが、終局耐力そのものに限定して計算値と実験値を比較すると、両者は良く一致しているのがわかる。

図-7は Vecchio-Collins が実験データから導きだしたコンクリートストラットの圧縮強度 $c\sigma_{zm}$ と、本提案の中の (22) 式に、理論による終局時の特性値、 R_x 、 R_y および τ_{xy} を代入して得た $c\sigma_{zm}$ の計算値とを比較したものである (理論上鉄筋降伏型となった PV-10 および PV-19 は除外)。PV-25 は $c\sigma_{zm}$ の計算値が、取り上げた試験体の中で唯一 f'_c を超えたケースである。提案したコンクリートの破壊条件 (2) 式は、著者らの行った実験の範囲内で有効であり、 $\sigma-\tau$ 座標で σ が高圧縮領域にある場合には式の妥当性についての裏付けはない。図-7で PV-25 の実験値と計算値との間に大きな隔たりがあることを考えると、同図は高圧縮応力レベルでの破壊特性が (2) 式のみでは表現しえないことを示唆している。しかしながら、PV-25 以外の試験体については、計算値は実験値を多少過大評価しているものの、その差はほぼ 20% 以内の範囲におさまっている。(Vecchio-Collins の試験体では普通鉄筋に比べ付着が良好な溶接金網が用いられており¹⁸⁾、終局時に至ってもある程度のテンションスティフニング効果が残存するものと推察される。このことが一因となって実験値と計算値の間に差異が生じたものと思われる。)

以上の結果を総括すると、仮定したコンクリートストラットの破壊条件は、高圧縮応力レベルで破壊するものについての適用に問題があるものの、おおむね実験値と良い対応を示しており妥当なものと考えられる。また同時に、提案した方法は RC 平板の終局耐力を推定する上で有効な手段になりえるものと推察できる。

7. 後書き

面内せん断力を受けるコンクリート破壊型 RC 平板の終局耐力推定方法を示した。これは著者らが過去に行った RC 平板要素のせん断実験から得たコンクリートストラットの破壊条件を基本に、下界定理の考えをもとに導いたものである。提案式自体は極めて単純であるが、既往の実験結果と計算結果を比較したところ両者は良い一致を示した。

コンクリート破壊型 RC 平板の場合、その終局耐力を予測するのは困難な作業であり、統一的な見解はまだ報告されていない。このような現状にあって、提案した手法は終局耐力を予測する上で有効な手段になりえることがわかった。ただし、本研究は主に単調載荷を受ける RC 平板を対象としており、繰返し載荷を受ける場合のコンクリートの劣化特性等については考慮していない。今後はこれらのメカニズムについても研究を行い、理論を拡張していく必要がある。

最後に実験結果を引用させて戴いた研究者の方々に心より感謝致します。

参考文献

- Vecchio, F. : Nonlinear Finite Element Analysis of Reinforced Concrete Membranes, ACI Structural Journal, pp.26~35, 1989.1-2
- 小野 薫, 田中 尚 : 鉄筋コンクリート壁体の Limit Design, 日本建築学会論文報告集第 49 号, pp.42~48, 1954.9
- Nielsen, M.P. : Limit Analysis and Concrete Plasticity, Prentice-Hall, Inc., New Jersey, 1984
- 角 一行, 宮崎吉英, 吉川弘道, 飯田 剛, 川股重也 : 鉄筋コンクリート円筒壁体のせん断挙動に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (構造系), pp.1529~1530, 1983.9
- 角 一行, 川股重也 : 面内純せん断力下の鉄筋コンクリート平板におけるコンクリートの力学的特性, コンクリート工学, pp.97~110, 1988.10
- 角 一行, 川股重也 : せん断力下の RC 壁体におけるコンクリートの圧縮域特性, コンクリート工学, pp.97~107, 1989.10
- 角 一行, 川股重也 : 面内せん断力下の鉄筋コンクリート壁体の挙動に与える骨材のかみ合い作用の影響, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (構造 II), pp.891~892, 1989.10
- 白井伸明, 白石一郎, 村上利憲 : RC 耐震壁の終局強度に関する既往のマクロモデルについて, RC 耐震壁のマクロモデルと FEM ミクロモデルに関するパネルディスカッション論文集, 日本コンクリート工学協会, pp.5~20, 1988.1
- 吉川弘道, 梅原秀哲, 田辺忠顕 : 面内せん断力を受ける鉄筋コンクリート平板に関する破壊モードの推定ならびに終局耐力式の提案, 土木学会論文集, pp.139~145, 1985.8
- 野口 博, 井上範夫 : 有限要素法による鉄筋コンクリ

- ト構造物のせん断解析手法, RC 構造物のせん断問題に対する解析的研究に関するコロキウム論文集, 日本コンクリート工学協会, pp.77~98, 1982.6
- 11) Bazant, Z.P. and Gambarova, P. : Rough Cracks in Reinforced Concrete, Journal of the Structural Division, ASCE, Vol.106, No.ST 4, pp.819~842, 1980.4
 - 12) Vecchio, F. and Collins, M.P. : The Response of Reinforced Concrete to In-Plane and Normal Stresses, Department of Civil Engineering, Publication 83-03, University of Toronto, 1982.3
 - 13) Chen, W.F. : Plasticity in Reinforced Concrete, McGraw-Hill International Book Company, New York, 1982
 - 14) Soroushian, P., Obaseki, K. and Ki-Bong Choi : Analysis of Aggregate Interlock Behaviour at Cracks in Reinforced Concrete, Magazine of Concrete Research, Vol.40, No.142, pp.43~49, 1988.3
 - 15) 玉井真一, 島 弘, 出雲淳一, 岡村 甫 : 一軸引張部材における鉄筋の降伏以降の平均応力-平均ひずみ関係, 土木学会論文集, pp.239~247, 1987.2
 - 16) 山口恒雄, 長沼一洋 : 軸力と面内せん断力を受ける鉄筋コンクリート平板の力学的特性 (その1, その2), 日本建築学会大会学術講演梗概集 (構造II), pp.899~902, 1989.10
 - 17) 長沼一洋, 山口恒雄 : ひびわれたコンクリートの圧縮特性に関する研究, RC 構造のせん断設計法に関する解析的研究論文集, 日本コンクリート工学協会, pp.23~30, 1989.10
 - 18) 井上範夫, 小鹿紀英, 鈴木紀雄, 速水由起夫 : コリンズ理論に基づく RC 弾塑性解析法, 第7回コンクリート工学年次講演回論文集, pp.405~408, 1985

注

記号の説明

σ, τ : 直応力, およびせん断応力
 τ_{xyu} : 終局耐力 (終局せん断応力)
 τ_{xy} : 作用せん断応力
 σ_x, σ_y : x 方向および y 方向の作用軸応力

f'_c, ϵ_0 : 標準円柱供試体の圧縮強度, およびその時の圧縮ひずみ

$c\sigma_1$: コンクリートストラットの引張側主応力

$c\sigma_2$: コンクリートストラットの圧縮側主応力

$c\sigma_{2m}$: コンクリートストラット破壊時の圧縮主応力 (コンクリートストラットの圧縮強度)

$c\sigma_{2m-0}$: 面内純せん断力を受ける縦横直交等量配筋 RC 平板における $c\sigma_{2m}$

τ_{xyu-0} : 面内純せん断力を受ける縦横直交等量配筋 RC 平板における τ_{xyu}

$c\epsilon_2$: コンクリートストラットの圧縮側主ひずみ

ϵ_{cr} : 初期せん断ひび割れ発生時のコンクリートストラットの圧縮側主ひずみ

$c\sigma_{tt}$: コンクリートストラットに作用する t 軸方向圧縮応力

$c\sigma_{nn}$: コンクリートストラットに作用する n 軸方向圧縮応力

$c\tau_{nt}$: コンクリートストラットに作用する t 軸に沿ったせん断応力

P_x, P_y : x 方向および y 方向の鉄筋比

$s\sigma_x, s\sigma_y$: x 方向および y 方向の鉄筋応力

$s\sigma_x^y, s\sigma_y^x$: x 方向および y 方向鉄筋の降伏点応力

S_x : x 方向の等価鉄筋応力 ($=P_x \cdot s\sigma_x$)

S_y : y 方向の等価鉄筋応力 ($=P_y \cdot s\sigma_y$)

S_x^y : 降伏時の x 方向の等価鉄筋応力 ($=P_x \cdot s\sigma_x^y$)

S_y^x : 降伏時の y 方向の等価鉄筋応力 ($=P_y \cdot s\sigma_y^x$)

S_{crl} : 臨界等価鉄筋応力 ($=-c\sigma_{2m-0}/2$)

S_{xlim} : S_x の上限値 ($=[S_{crl}, S_x^y]_{\min}$)

S_{ylim} : S_y の上限値 ($=[S_{crl}, S_y^x]_{\min}$)

$R_x = S_x - \sigma_x$

$R_y = S_y - \sigma_y$

$R_x^y = S_x^y - \sigma_x$

$R_y^x = S_y^x - \sigma_y$

$R_{xlim} = S_{xlim} - \sigma_x$

$R_{ylim} = S_{ylim} - \sigma_y$

(1990年8月9日原稿受理, 1991年4月3日採用決定)