

# 塑性理論による面内せん断耐力式と各種算定式との比較

## PLASTIC THEORY FOR THE IN-PLANE SHEAR STRENGTH OF REINFORCED CONCRETE PANELS IN COMPARISON WITH THE MAJOR FORMULAE

吉川 弘道\*・田辺 忠顕\*\*

By Hiromichi YOSHIKAWA and Tada-aki TANABE

The applicability of the plastic theory by M. P. Nielsen to predicting the in-plane shear strength of reinforced concrete is discussed. The plastic theory is compared with both the diagonal compression field theory by M. P. Collins and the drafted Japanese design criteria for concrete containment vessels. It is found that those three theories provide reasonably good agreement with experimental results.

*Keywords*: Plastic theory, in-plane shear strength, reinforced concrete panel, effectiveness factor, diagonal compression field theory, nondimensional description, failure modes, over reinforcement

### 1. ま え が き

面内力を受ける鉄筋コンクリート平板のせん断耐力に対する精度の良い評価手法の要請は、近年の壁式あるいは中空円筒状の重要大型鉄筋コンクリート建造物の計画・建設を契機とするもので、精力的に研究がなされてきた。このような背景のもとに、著者らは、解析的手法を中心として、面内せん断耐力の評価手法についての検討・報告を行ってきた<sup>1)~3)</sup>。これらのうち既報<sup>3)</sup>では、特に塑性理論による耐力評価手法を取り上げ、その特徴と運用方法を明らかにした。

本研究は、塑性理論による面内せん断耐力評価手法に関して、その適用性・有効性を検討するため、既往の主要算定式との比較・実験結果との照合を行うものである。このため、斜め圧縮場理論(Collins<sup>4)</sup>)およびわが国におけるコンクリート製格納容器(CCV)の設計基準案(Ohsaki et al.<sup>5)</sup>)を取り上げた。併せて、コンクリート圧壊先行時の面内せん断耐力算定においてきわめて重要となる、コンクリートの有効係数についても若干

の検討を試みた。

### 2. 塑性理論による面内せん断耐力式

塑性理論は、終局状態に着目し、簡略した仮定のもとに最大耐力に関する解析解を与えるものである。したがって、本理論は荷重初期からの変形過程を取り扱うことはできないが、簡略化した仮定のもとに合理的かつ一貫性のある算定式を得ることができ、これまでに鋼構造、土質材料、コンクリート部材などの多くの応用例を有する<sup>6)</sup>。

本研究で対象とする部材は、図-1に示すような面内力(直応力 $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$ およびせん断 $\tau$ )のみを受ける鉄筋コ

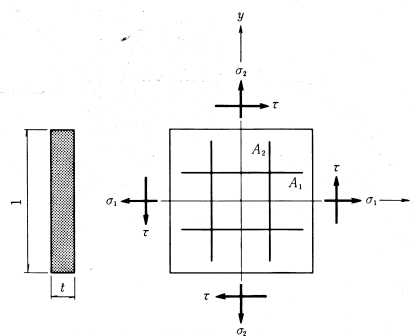


図-1 面内力 $\sigma_1$ ,  $\sigma_2$ ,  $\tau$ を受ける鉄筋コンクリート部材

\* 正会員 工博 武蔵工業大学講師 工学部土木工学科  
(〒158 世田谷区玉堤 1-28-1)

\*\* 正会員 工博 名古屋大学教授 工学部土木工学科  
(〒464 名古屋市中区不老町)

ンクリート平板とし、厚さ方向は均一とする。鉄筋は直交配筋とし、おのおの X 軸、Y 軸に一致するものとする。

まず、コンクリートの圧縮強度  $f_c$  によって除した、3 種類の無次元量を定義する。ここで、 $f_y$  は鉄筋の降伏強度、 $p_1$  と  $p_2$  はおのおの X 軸、Y 軸方向の鉄筋比である（添字 1, 2 はおのおの X 軸、Y 軸方向を表わすものとする。添字が省略されているときは両方向が同一量であることを意味する）。

$$\eta = \frac{\tau}{f_c} \dots\dots\dots (1)$$

$$\xi_1 = \frac{\sigma_1}{f_c}, \quad \xi_2 = \frac{\sigma_2}{f_c} \dots\dots\dots (2)$$

$$\phi_1 = \frac{p_1 f_y}{f_c}, \quad \phi_2 = \frac{p_2 f_y}{f_c} \dots\dots\dots (3)$$

すなわち、 $\eta$  はせん断力、 $\xi$  は軸力、 $\phi$  は鉄筋比に関する無次元表示であるといえる。また、 $\tau$ 、 $\eta$  は最大耐力を表わすものとする。

著者らは、Nielsen らによる鉄筋コンクリート平板を対象とした面内せん断耐力評価手法<sup>7), 8)</sup>を基本とし、これを無次元表示に書き換え、より一般的な耐力評価式へと発展させた<sup>3)</sup>。これによると、これら 3 種の無次元量によって塑性理論による面内せん断耐力評価式を 5 つの破壊モードすべてに対して記述することが可能である。

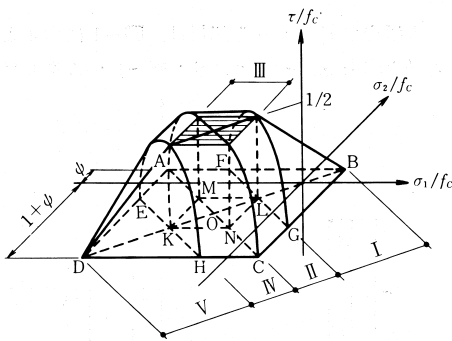
すなわち、  
領域 I :  $\xi_1 + \xi_2 \leq -(1-2\phi)$

$$\eta = \sqrt{(\phi - \xi_1)(\phi - \xi_2)} \dots\dots\dots (4)$$

領域 II :  $-1 \leq \xi_1 + \xi_2 \leq -(1-2\phi)$ ,  $\xi_1 \geq -(\frac{1}{2} - \phi)$

$$\eta = \sqrt{(\phi - \xi_1)\{1 - (\phi - \xi_1)\}} \dots\dots\dots (5)$$

領域 III :  $-(\frac{1}{2} + \phi) \leq \xi_1$ ,  $\xi_2 \leq -(\frac{1}{2} - \phi)$



(a) 降伏曲面による表示

$$\eta = \frac{1}{2} \dots\dots\dots (6)$$

領域 IV :  $-(1-2\phi) \leq \xi_1 + \xi_2 \leq -1$ ,  $\xi_2 \leq -(\frac{1}{2} + \phi)$

$$\eta = \sqrt{-(\phi + \xi_2)\{1 + (\phi + \xi_2)\}} \dots\dots\dots (7)$$

領域 V :  $\xi_1 + \xi_2 \leq -(1+2\phi)$

$$\eta = \sqrt{(1 + \phi + \xi_1)(1 + \phi + \xi_2)} \dots\dots\dots (8)$$

領域 I は、X、Y 両方向鉄筋の引張降伏によってせん断耐力は決定され、対称的に領域 V は両鉄筋が圧縮降伏となる。領域 II、IV はこれら中間にあり、領域 II では一方向の鉄筋が引張降伏後コンクリート圧壊となり、領域 IV では一方向の鉄筋が圧縮降伏後コンクリート圧壊となる。領域 III は、これら 4 領域の頂点に位置し、コンクリート圧縮強度  $f_c$  のみで決定される、いわゆる over-reinforced とよばれる領域で鉄筋量の大小に影響を受けない。このような領域 I ~ V によって形成される降伏曲面とせん断耐力を図-2 に表示する。

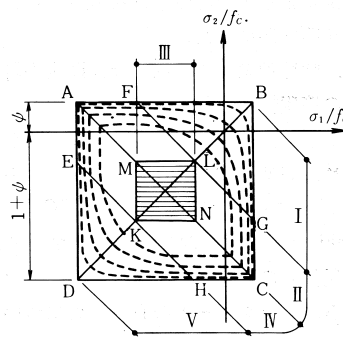
また、コンクリートの圧縮特性については、ひびわれの存在によりコンクリートが劣化し、標準供試体による圧縮強度  $f_c$  を

$$f_c \rightarrow \nu f_c$$

のように減少させて用いることが多い。ここで、 $\nu$  はコンクリート圧縮強度の有効係数を示し、劣化の程度に応じて 0~1 の間の値をとる。コンクリートの圧縮破壊が先行する場合、有効係数  $\nu$  の評価がきわめて重要となり、多くの実験モデル<sup>8)-12)</sup>が提案されている。

### 3. 各種算定手法との比較

既往の算定手法として、Collins による斜め圧縮場理論 (Diagonal Compression Field Theory)<sup>4)</sup>およびわが国におけるコンクリート製格納容器 (CCV) の設計基準<sup>5)</sup>を取り上げ、塑性理論から導かれた上記手法との照合・検討を行う。



(図中の点線はせん断応力  $\tau/f_c$  を表す。)

(b) 等高線による表示

図-2 5つの領域に分類した降伏曲面とせん断耐力の表示

(1) 斜め圧縮場理論との比較

Collinsによれば斜め圧縮場理論において、鉄筋降伏による算定式とコンクリートの圧縮破壊先行時の算定式をそれぞれ次式のように与えている<sup>4)</sup>。

$$\tau = \sqrt{p_t f_{ty} (p_l f_{ly} + p_p f_{py} - \sigma_p)} \dots\dots\dots (9)$$

$$\tau = \sqrt{f_{au} p_l f_t - (p_l f_t)^2} \dots\dots\dots (10)$$

ここで、添字として、*t*はスターラップ(横断方向筋)、*l*は主鉄筋(軸方向筋)、*p*はPC鋼材を意味する。一般に  $p_t < p_l$  である。 $f_{au}$ はコンクリート斜材(斜めひびわれに沿った方向)の圧縮強度を示し、標準供試体から得られる単軸強度  $f_c$  と区別している。なお、他文献からの引用の際、その表記法はなるべく原典どおりとするが、統一的に比較するため、一部を本文の表示記号と符号(たとえば、引張軸力を正とする)に変更している。

斜め圧縮場理論はPC、RCはりの公称せん断応力(nominal stress)に対する評価式として定式化されたものである。このようなはり部材を対象とした算定式を本論で取り扱う平面部材に置き換えるため、式(9)、(10)における添字について横断方向 *t* を1、軸方向 *l* を2、プレストレスを軸力と考え、本文のように  $f_c$  で正規化(無次元化)すると次式に書き換えられる。

$$\eta = \sqrt{\psi_1 (\psi_2 - \xi)} \dots\dots\dots (11)$$

$$\eta = \sqrt{\psi_1' (\nu^* - \psi_1')} \dots\dots\dots (12)$$

上式では、コンクリートの最大斜め圧縮応力  $f_{au}$  に対して、有効係数を  $\nu^* = f_{au}/f_c$  のように考えている。式(11)は領域Ⅰを示す式(4)と、式(12)は領域Ⅱを表す式(5)に対応し、基本的に塑性理論と同じ表現となっていることがわかる。

しかし、次の3点において、当理論は塑性理論と異なっている。式(10)の鉄筋応力  $f_t$  もしくは式(12)の  $\psi_1'$  の鉄筋応力は必ずしも降伏応力  $f_y$  に達しない場合がある(そのため、 $\psi_1'$  のように表示し、 $\psi_1$  と区別してい

る)。たとえば、over-reinforced の場合は終局時の鉄筋応力  $f_t$  が  $f_t < f_y$  (または鉄筋係数  $\psi_1'$  が  $\psi_1' < \psi_1$ ) となり塑性理論に比べてより実際に近い評価となる。一方、塑性理論においてはこのようなことは考慮できず、いかなる場合でも鉄筋応力を  $f_y$  もしくは鉄筋係数を  $\psi = p f_y / f_c$  とする。

また、Collinsはコンクリートの最大斜め圧縮応力  $f_{au}$  を最大せん断ひずみ  $\gamma_m$  の関数とし、次の実験式を提案している。

$$f_{au} = \frac{3.6}{1 + \frac{2\gamma_m}{\epsilon_0}} f_c \dots\dots\dots (13)$$

ここで、コンクリートの有効係数を  $\nu^* = f_{au}/f_c$  のように考えているので、これは、

$$\nu^* = \frac{3.6}{1 + \frac{2\gamma_m}{\epsilon_0}} \dots\dots\dots (14)$$

のように表示することができる( $\epsilon_0$ は単軸圧縮強度試験における圧縮強度  $f_c$  に対応するひずみを表わす)。 $\nu^*$ は最大値を1とするもので標準供試体によるコンクリートの圧縮強度  $f_c$  に対する部材内斜材の圧縮強度  $f_{au}$  の低減率を表わすものである。したがって、コンクリートの有効係数  $\nu$  に相当するものであるが、 $\nu^*$ は荷重状態と荷重レベルによって変化するもので、一定値を与えるこれまでの  $\nu$  (たとえば、13))とは異なり、区別して表示した。

また、当理論は塑性理論の領域Ⅲ(式(6))に対応するものがなく、式(12)がこれを包含していると判断される。

(2) CCV設計基準案との比較

わが国ではコンクリート製格納容器の設計基準制定の際、円筒容器の水平加力およびねじり加力を中心とする

表-1 各種面内せん断耐力評価式の比較

破壊形式	条件	塑性理論	斜め圧縮場理論	CCV設計基準案
鉄筋降伏先行型	軸応力あり $p_1 = p_2$	領域Ⅰ $\tau = \sqrt{p \left( p - \frac{\sigma_0}{f_y} \right)} \cdot f_y$	$\tau = \sqrt{p_1 \left( p_2 - \frac{\sigma_0}{f_y} \right)} \cdot f_y$  ( $p_1 < p_2$ )	$\tau = \left( p - \frac{\sigma_0}{f_y} \right) \cdot f_y = \rho^* f_y$
	軸力なし $p_1 \neq p_2$	領域Ⅰ $\tau = \sqrt{p_1 p_2} f_y$		$\tau = \begin{cases} \frac{p_1 + p_2}{2} f_y \\ [p_1 f_y, p_2 f_y]_{\min} \end{cases}$
コンクリート圧縮破壊Ⅰ型	せん断補強限界	領域Ⅱ $\tau = \sqrt{p f_y (\nu f_c - p f_y)}$	$\tau = \sqrt{p_l f_t (f_{au} - p_l f_t)}$  ( $f_{au} = \nu^* f_c$ ) ( $f_t \leq f_y$ )	$\tau = 5.25 \sqrt{f_c} = \frac{1}{2} \nu^* f_c$
	有効係数 $\nu$ の導入	領域Ⅲ $\tau = \frac{1}{2} \nu f_c$		( $\nu^* = 10.5 / \sqrt{f_c}$ ) 設計値 $\tau = 3.5 \sqrt{f_c}$

・ X方向の鉄筋比を  $p_1$ 、Y方向の鉄筋比を  $p_2$  とし、 $p_1 \neq p_2$  のときは、 $p_1 < p_2$ 、 $p_1 = p_2$  のときは  $p$  とする。  
 ・ 軸応力(膜応力)  $\sigma_0$  はY方向( $p_2$ 方向)のみ作用した(ただし、CCV基準案では両方向作用)引張を正とする。  
 ・ コンクリートの圧縮強度を  $f_c$ 、鉄筋の降伏強度  $f_y$  とし、 $f_t$  は  $f_y$  に達しない鉄筋応力度を示す。

実証実験が数多く精力的に行われた。この結果、1981年 SMIRT-6 (第6回原子炉構造工学国際会議) において “Drafted Japanese Design Criteria for Concrete Containment” としてわが国の設計基準案が発表されている<sup>5)</sup>。これによると、面内せん断力に対する耐力評価式は次の2式によって表現している。

$$\tau = p f_y - (\sigma_p - \sigma_0) = \left( p - \frac{\sigma_p - \sigma_0}{f_y} \right) f_y = p^* f_y \dots (15)$$

$$\tau = 5.25 \sqrt{f_c} \dots (16)$$

$\sigma_p$  はプレストレスによる応力、 $\sigma_0$  は内圧による応力を示す。式 (15) はいわゆる全補強式とよばれ、有効せん断鉄筋比  $p^*$  を用いることにより、軸応力 (または膜応力) が作用する場合にも適用される。

ここで、上式に無次元化を施すと、下式が得られる。

$$\eta = \psi - \xi \dots (17)$$

ただし、

$$\xi = \frac{\sigma_p - \sigma_0}{f_c} \dots (17')$$

$$\eta = \frac{1}{2} \nu^{**} \dots (18)$$

ただし、

$$\nu^{**} = \frac{10.5}{\sqrt{f_c}} \dots (18')$$

式(17) はもともとトラス理論から導かれたものであるが、塑性理論の式 (4) において  $\xi_1 = \xi_2$  とした場合に合致する。せん断補強限界については、最大耐力  $\tau = 5.25 \sqrt{f_c}$  が与えられているが、式 (18') のように有効係数を定義するとこれは塑性理論の領域 III における式 (6) に有効係数を導入したものと形式上同一となる。

また、式 (15) において2方向の鉄筋量が異なる場合は、通例、次式のいずれかが用いられている。

$$p f_y = (p_1 f_y + p_2 f_y) / 2 \dots (19)$$

$$p f_y = [p_1 f_y, p_2 f_y]_{\min} \dots (20)$$

式 (20) において  $[A, B]_{\min}$  は A と B のうち小さい方の値をとることを意味する。一方、塑性理論においては、純せん断の場合、

$$\tau = \sqrt{p_1 f_y \times p_2 f_y} = \sqrt{\psi_1 \psi_2} f_c \dots (21)$$

のように表わすことができる (文献3) 式 (6) に示した)。すなわち、式 (19) は相加平均、式 (20) は最小値、式 (21) は相乗平均を示している。

以上の検討をとりまとめ、これらを表-1 に示した。同表では、本文で提案する無次元表示は用いず、原論文で用いられている形式で示した。前述のごとく、2、3

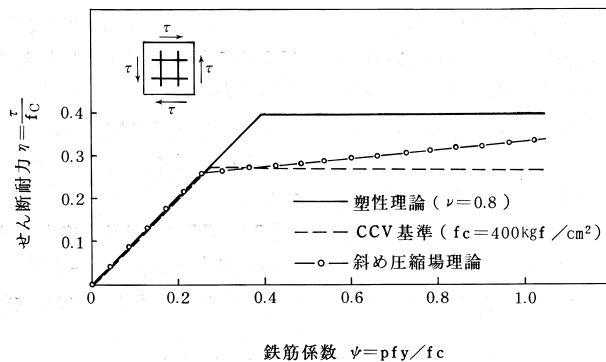


図-3 3手法による面内せん断耐力算定結果の比較 (等方鉄筋  $\psi_1 = \psi_2$  の場合) —純せん断状態における  $\psi \sim \eta$  関係—

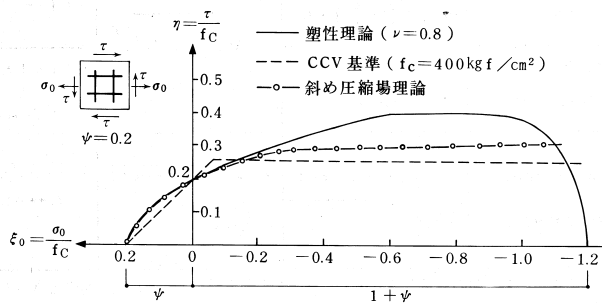


図-4 3手法による面内せん断耐力算定結果の比較 ( $\psi = 0.2$  の場合) —1方向軸力+せん断力における  $\xi_0 \sim \eta$  関係—

の点を除けばこれら3者は基本的に合致するところが多く興味深い結果である。

4. 数値計算による3手法の比較

次に、塑性理論を斜め圧縮場理論およびCCV基準案と数値比較し、これらを図-3, 4に示した。図-3は、等方鉄筋 ( $\phi_1 = \phi_2$ ) の場合について、純せん断状態における鉄筋係数  $\psi$  とせん断耐力  $\eta$  とを比較したものである。一方、図-4は、鉄筋係数を  $\psi = 0.2$  と一定にし、このときの一方軸力  $\xi_0$  とせん断耐力  $\eta$  との比較を行ったものである。

両図から明らかのように、領域I (鉄筋降伏先行型) の場合3理論はほぼ合致するが、領域II, IIIのようなコンクリート圧壊を伴うような場合では差異が現われ、3理論が独自のパラメーターを包含している。また、図-4の場合、一方軸力  $\xi_0$  の減少 (すなわち圧縮力の増加) に従って、斜め圧縮場理論とCCV基準は漸増もしくは一定値となっているが、塑性理論の場合、単軸圧縮破壊を含むなど完全に閉じたものとなっているのが特徴的である。通例、耐力評価の対象とする領域は、領域I~

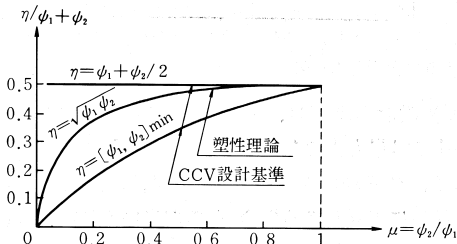


図-5 XY方向鉄筋量が異なる場合 ( $\phi_1 \neq \phi_2$ ) の領域Iにおける面内せん断耐力 ( $R = \phi_1 + \phi_2 = \text{一定}$  の場合)

IIIのみとするものに対して、塑性理論はすべての領域を網羅し、閉じた降伏曲面を形成する。

以上の両図はいずれも  $xy$  方向の両鉄筋比が等しい場合の計算比較であるが、これらが異なる場合を無次元量によって比較すると図-5が得られる。同図は、両方向の鉄筋係数の和  $R = \phi_1 + \phi_2$  を一定としたときの両方向の鉄筋係数の比  $\mu = \phi_2 / \phi_1$  とせん断力  $\eta$  との関係を示したものである。

これによれば、塑性理論による式 (21) は、CCV基準案における式 (19), (20) 両式の間中に位置し、 $\mu = 1$  であれば3者に大きな差異はなく問題はないが、 $xy$  両方向の鉄筋係数が著しく異なる場合 ( $\mu \neq 0$  近傍) では、式 (20) が安全側の値をとりすぎる事がわかる。

5. 実測結果との比較

以上の考察をもとに、塑性理論、斜め圧縮場理論、CCV設計基準案の3手法を適用し、実験結果<sup>14)</sup>と比較することにより、その推定精度を考察する。なお、塑性理論を用いる際、有効係数  $\nu$  の設定が重要となるが、ここでは、Nielsen<sup>7), 8)</sup>および檜貝<sup>10)</sup>による次の実験式を用いる。

$$\begin{aligned} \text{Nielsen } \nu &= 0.8 - \frac{f_c}{200} \quad (f_c : \text{MPa}) \\ &= 0.8 - \frac{f_c}{2040} \quad (f_c : \text{kgf/cm}^2) \dots\dots (22) \end{aligned}$$

$$\text{檜貝 } \nu = 10 \sim 13 / \sqrt{f_c} \dots\dots\dots (23)$$

これらによる計算結果および実験結果との比較を表-2と図-6に示す。 $\eta_{cal}$ は各手法による計算値、 $\eta_{exp}$ は実測結果から得られた面内せん断耐力である。斜め圧縮

表-2 3手法による計算結果と実測結果<sup>14)</sup>との比較

No.	$f_c$	$\psi$	$\xi_0$	実験値		塑性理論						斜め圧縮理論				(d)	
						(a) Nielsen		(b) 檜貝		(c) Collins		CCV設計基準案					
				破壊モード	$\eta_{exp}$	領域	$\nu$	$\eta_{cal}$	領域	$\nu$	$\eta_{cal}$	破壊モード	$\nu^*$	$\eta_{cal}$	破壊モード	$\nu^{**}$	$\eta_{cal}$
0	229	0.200	0	R	0.176	I	0.688	0.200	I	0.661	0.200	R	0.428	0.200	R	0.694	0.200
1	208	0.220	0	R	0.225	I	0.698	0.220	I	0.693	0.220	R	0.443	0.220	R	0.728	0.220
2	213	0.372	0	C	0.291	III	0.696	0.348	III	0.685	0.343	C	0.512	0.256	C	0.719	0.359
3	250	0.442	0	C	0.251	III	0.677	0.339	III	0.632	0.316	C	0.562	0.281	C	0.664	0.332
4	181	0.253	-0.276	R'	0.285	II	0.711	0.340	II	0.743	0.352	C	0.551	0.265	R	0.780	0.253
5	199	0.398	-0.251	C	0.310	III	0.702	0.351	III	0.709	0.354	C	0.596	0.292	C	0.744	0.372
6	202	0.547	-0.248	C	0.358	III	0.701	0.350	III	0.704	0.352	C	0.662	0.327	C	0.738	0.369
7	220	0.208	-0.455	C	0.290	II	0.692	0.317	II	0.674	0.311	C	0.625	0.278	R	0.708	0.208
8	233	0.340	-0.429	C	0.296	II	0.686	0.343	III	0.655	0.328	C	0.658	0.308	R	0.688	0.340
9	215	0.514	-0.465	C	0.370	III	0.695	0.347	III	0.682	0.341	C	0.678	0.335	C	0.716	0.358
10	265	0.173	0.094	R	0.128	I	0.670	0.116	I	0.614	0.116				R	0.645	0.079
11	186	0.426	0.134	R'	0.304	III	0.709	0.354	I	0.733	0.353				R	0.770	0.292
12	183	0.604	0.137	C	0.321	III	0.710	0.355	III	0.739	0.370				C	0.776	0.388

・破壊モード、R: 2方向の鉄筋降伏先行, R': 1方向の鉄筋降伏先行, C: コンクリート圧壊先行型  
 ・軸応力  $\xi_0 = \sigma_x / f_c$  は一方方向のみに作用し、CCV設計基準案の場合、式(20)の考え方を準用した。

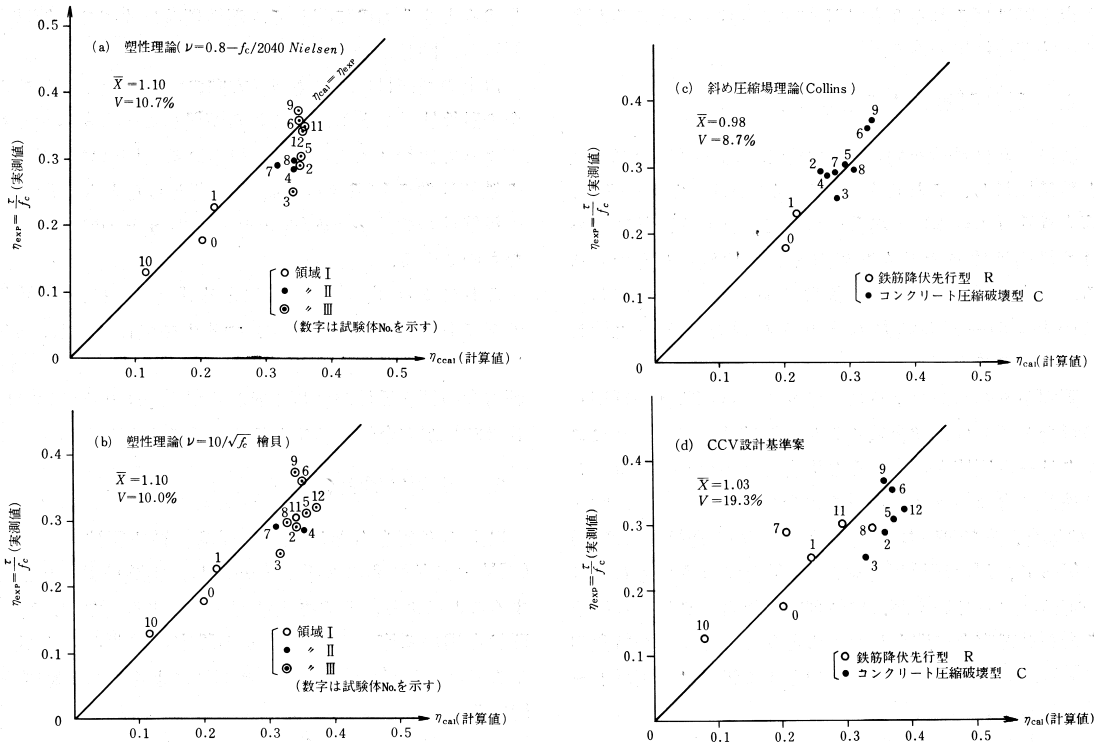


図-6 3手法による計算結果と実測結果<sup>14)</sup>との比較

場理論では本来軸力としてプレストレス（圧縮応力）を対象とするもので、引張軸力下で適用するには新たな仮定を必要とし、5. では圧縮軸力の場合のみとした。

また、図中の  $\bar{X}$ ,  $V$  は、それぞれ計算値と実測値との比  $\eta_{cal}/\eta_{exp}$  の平均値および変動係数を示す。

3手法とも実測結果を概略満足し、実用的には十分な精度をもつといえる。塑性理論での領域Ⅰが、斜め圧縮場理論の鉄筋降伏先行型 (R) の算定値と同一となっているが、これは表-1 に示した両式が同等になっていることから容易に説明される。

実験結果との対応では、斜め圧縮場理論がやや優れ、変動係数も小さくなっている。ただし、当理論では、荷重=0からの逐次変形解析を必要とし、その極値として最大耐力を得るものである。したがって、一義的かつ陽に与えられる塑性理論、CCV 設計基準案とは区別されるべき手法であり、計算容量も大となる（本例では、パーソナル・コンピューターを使用した）。

塑性理論の場合、領域Ⅱ、Ⅲにおいて計算値  $\eta_{cal}$  は実測値を過大評価していることを示し、有効係数の実験式として用いた、Nielsen<sup>8)</sup>、檜貝<sup>10)</sup>の両式とも大きな違いはなかった。崩壊時のせん断挙動が鉄筋の配筋法、ひびわれ状況、正負荷重のサイクル数に影響されるとすれば、このような複雑な状況を有効係数  $\nu$  の大小のみで判定するにはやや無理があると思われる。

CCV 設計基準案は、変動係数が  $V=19.3\%$  と3手法の中では最も大ききなばらつきを呈している。その理由として、鉄筋降伏先行型 (R) では、 $xy$  両方向の有効鉄筋係数に差異がある場合、その取扱い方(式(19),(20))に理論的根拠が希薄であること、コンクリート圧縮破壊型 (C) では式 (16) が実測結果を過大評価している点などが指摘される。

## 6. ま と め

以上までの考察に基づき、本研究を次のように要約する。

(1) 本研究は、Nielsen らによる塑性理論を用いた面内せん断耐力の評価手法を取り上げ、関連する評価式として、はり部材に開発された斜め圧縮場理論を面内せん断力に拡張した場合、およびわが国での CCV 設計基準案と比較検討したものである。これらは基本的に合致する点が多く、その共通点・相違点を考察することは、面内せん断の耐荷機構解明への重要な手がかりになると考えられる。

(2) 塑性理論は、領域Ⅰ（鉄筋降伏先行型）において、これら両理論とは基本的に合致するが、軸方向力の取扱いや縦横鉄筋量が異なる場合など若干相違する。

領域Ⅱ、Ⅲのようにコンクリート圧壊が先行する場合、これら3理論は特に違いがみられ、包含するパラメー

ターも異なったものとなっている。また、数値計算による定量的比較においても同様のことがいえる。

(3) 斜め圧縮場理論は、塑性理論に比べてより実際に近い状態を仮定しているため実測値との対応が良好であるが、引張軸応力に適用するにはさらに検討を要する。当理論は、変形解析を実行する必要がある、一義的に算定される塑性理論やCCV設計基準案より多くの計算労力が課せられる。

CCV設計基準案による面内せん断力の補強限界式  $\tau = 5.25 \sqrt{f_c}$  は、塑性理論の領域Ⅲと形式上合致するもので、有効係数の与え方が異なっているといえる。

(4) 塑性理論を基本とし、コンクリートの有効係数をNielsenの方法(式(22))と檜貝の方法(式(23))を用いたものに加えて、斜め圧縮場理論およびCCV設計基準案を適用し、実験結果との照合を行った。その結果、3手法とも実測結果を概略満足し、実用的にはほぼ十分な精度を有するものであるが、CCV設計基準案による計算結果が最もばらついていた。

塑性理論では、コンクリートの圧縮破壊が先行する領域で計算値の方が過大となることがわかった。これは塑性理論そのものの良否より、コンクリート有効係数の与え方に依存するものと考えべきである。

### 記 号

本文中で用いた主要記号を次のようにまとめる。各項のみで使われる記号については逐次記した。

添字 1, 2: X 軸方向, Y 軸方向を示す

$p_1, p_2$ : 鉄筋比

$\sigma_1, \sigma_2$ : 平板に作用する軸応力

$\tau$ : 平板に作用するせん断応力

$\phi$ : 鉄筋係数  $\phi = p f_y / f_c$

$\xi$ : 軸応力に関する無次元量  $\xi = \sigma / f_c$

$\eta$ : せん断耐力に関する無次元量  $\eta = \tau / f_c$

$f_c$ : コンクリートの圧縮強度(標準供試体による)

$\epsilon_0$ :  $f_c$  に対応するコンクリートのひずみ

$f_y$ : 鉄筋の降伏強度

$\mu$ : 両方向鉄筋量(鉄筋係数)の比

$$\mu = \phi_2 / \phi_1 = p_2 / p_1$$

$\sigma_0$ : 一方向のみ作用するときの軸応力

$\nu$ : コンクリート圧縮強度に関する有効係数

$f_{du}$ : 斜め圧縮場理論におけるコンクリート斜材の圧縮強度

$\eta_{cal}$ : 計算結果による  $\eta$

$\eta_{exp}$ : 実験結果による  $\eta$

### 参 考 文 献

- 1) 吉川弘道・梅原秀哲・田辺忠顕: RC 平板の面内せん断強度諸理論の統一的評価ならびにそれに基づく新強度式の提案, 第2回RC構造のせん断問題に対する解析的研究に関するコロキウム, 日本コンクリート工学協会, pp. 69~78, 1983.10.
- 2) Yoshikawa, H., Umehara, H. and Tanabe, T.: A Semi-analytical Method to Predict the Ultimate Strength of Reinforced Concrete Members Subjected to In-plane Stresses, Transactions of the 8th International Conference on SMiRT 7, H 4/9, pp.179~186, Aug., 1985.
- 3) 吉川弘道・田辺忠顕: 塑性理論による鉄筋コンクリート部材の面内せん断耐力評価, 土木学会論文集, 第402号/V-10, pp.115~124, 1989.2.
- 4) Collins, M.P.: Towards a Rational Theory for RC Members in Shear, ASCE, ST 4, Vol.104, pp.649~666, April 1978.
- 5) Ohsaki, Y., Ibe, Y. and Aoyagi, Y.: Drafted Japanese Design Criteria for Concrete Containment, International Conference of SMiRT-6, J 1/2, 1981.
- 6) Chen, W.F. and Drucker, D.C.: Bearing Capacity of Concrete Blocks or Rock, ASCE, EM 4, Vol.95, pp.955~978, Aug. 1969.
- 7) Nielsen, M.P.: ON the Strength of Reinforced Concrete Discs, Acta Polytechnica Scandinavica, Civil Engineering and Building Construction Series No.70, Copenhagen, p.261, 1971.
- 8) Nielsen, M.P.: Limit Analysis and Concrete Plasticity, Prentice-Hall Series in Civil Engineering Mechanics, p.420, 1984.
- 9) Vecchio, F. and Collins, M.P.: The Response of Reinforced Concrete to In-Plane Shear and Normal Stresses, University of Toronto, Department of Civil Engineering, No.82-03, p.332, March, 1982.
- 10) 檜貝 勇: 鉄筋コンクリートはりのせん断破壊における塑性理論の検討, 第36回土木学会年次講演会, V-150, pp.298~299, 1984.10.
- 11) 宮原長久・川上泰司・前川宏一: ひびわれを含む鉄筋コンクリート板要素の一軸応力における非線形挙動, 土木学会論文集, 第378号/V-6, pp.249~258, 1987.2.
- 12) 吉川弘道・仲地唯治: ひびわれを有するコンクリートの構成則とFEM解析, 日本建築学会大会学術講演会梗概集, 構造(II), pp.53~54, 1985.10.
- 13) Braestrup, M.W., Nielsen, M.P. and Bach, F.: Plastic Analysis of Shear in Concrete, Hauptvortrage, T 3-T 14, 1978.
- 14) Kawamata, S., Iida, T. and Yoshikawa, H. et al.: Behavior of Orthogonally Reinforced Concrete Walls Subjected to In-plane Shear Force, Transactions of the 7th International Conference on SMiRT, J 5/3, pp.253~260, Aug. 1983.

(1989.1.9・受付)