

論文 高強度コンクリート及び鉄筋を用いた RC 部材のせん断強度に関する調査及び研究

鄭 文淑^{*1} ・ 槇谷 榮次^{*2}

要旨：高強度鉄筋コンクリートの柱部材のせん断実験データを用いて、そのせん断強度について、既往の算定式との対応を検証し、さらに、材料強度の適用範囲を拡張し、部材の圧縮領域でのトラス作用とアーチ作用の累加による終局せん断強度を引張せん断破壊と圧縮せん断破壊とした 2 タイプの破壊機構を用いた高強度鉄筋コンクリートのせん断強度算定式の確立に向けて理論解析を行った。

キーワード：高強度鉄筋コンクリート、柱、終局せん断強度、せん断引張及び圧縮破壊

1. はじめに

近年、高強度コンクリートおよび高強度鉄筋が高層鉄筋コンクリート造建築物の建設に実用的に使用されるようになってきた。また、超高強度鉄筋コンクリート (*New-RC*) に関する多くの研究を背景にして、更に高い強度レベルの鉄筋コンクリートが一般的に使用されようとしている。[15]

これらの設計法では、高強度鉄筋コンクリート部材のせん断耐力の計算式は、従来の普通強度の鉄筋コンクリート部材の延長上 (学会 *RC* 規準式-修正荒川式、学会終局指針 *A* 法) で考えられているのが現状である。[11][13] しかし、修正荒川式は、必ずしも高強度鉄筋コンクリートの材料としての性質が直接反映される式にはなっていない。また *A* 法の場合でも材料強度の上限があり、軸力の影響が考慮されていない点など検討余地が残されている。[16]

本研究は、近年の実験データを用いて、高強度鉄筋コンクリート造柱部材のせん断破壊時における耐力を理論的に定式化して、実験結果との比較検討したものである。また、既往の終局せん断強度式との比較検証も行った。ここでは、*RC* 部材に関しては、紙面の関係で軸力を受けた *RC* 柱部材のみを対象とした。

2. 実験データの概要

本研究に取り上げた試験体の実験データは、過去10年間(1985~1995)のコンクリート工学年次論文報告集と、日本建築学会大会学術講演梗概集で発表された高強度材料を用いた柱部材のせん断実験の試験体のうち、正負交番繰り返し载荷を受ける試験体で、かつ、せん断破壊した計74体をこの研究の対象とした。試験体断面形状は、すべて正方形断面で対称配筋である。

各試験体における材料特性および実験変数の頻度分布を図-1に示す。主筋はすべて異形鉄筋を使用しており、引張降伏強度は、 $4330 \sim 10457 \text{ kgf/cm}^2$ の範囲に分布している。また、せん断補強筋の引張降伏強度は $4134 \sim 14840 \text{ kgf/cm}^2$ であり、コンクリート圧縮強度は $410 \sim 1160 \text{ kgf/cm}^2$ の範囲に分布している。尚、せん断補強筋量は $14.30 \sim 155.34 \text{ kgf/cm}^2$ の範囲に分布している。また、各試験体における、せん断スパン比は $1.00 \sim 2.00$ 、軸力比は $0.0 \sim 0.6$ の範囲にある。

*1 関東学院大学大学院 工修(正会員)

*2 関東学院大学教授 工学部建築学科 工博(正会員)

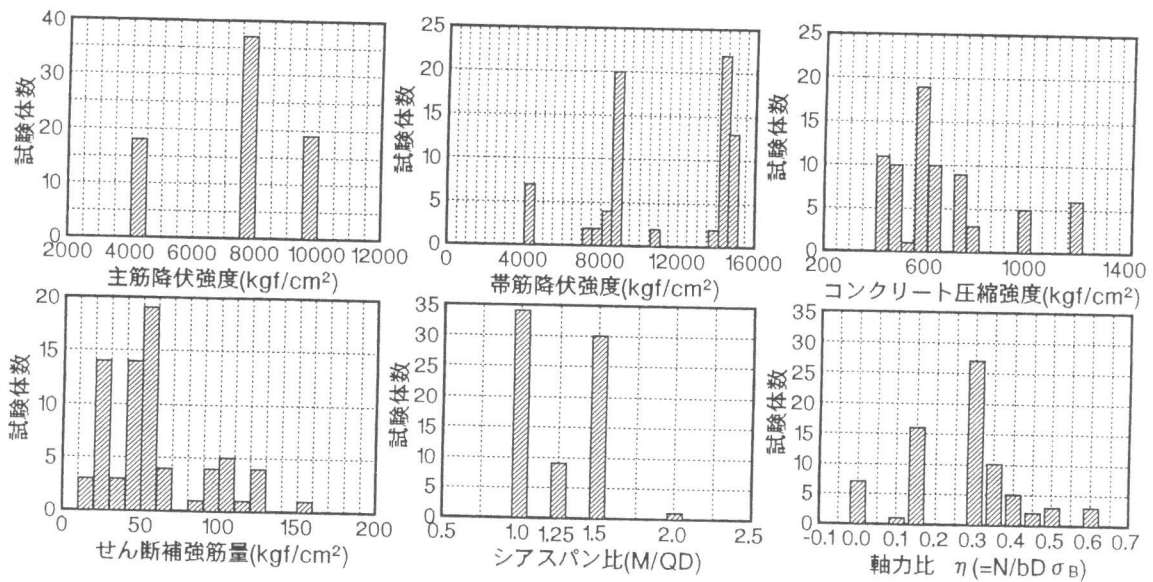


図-1 材料特性および実験変数の頻度分布

3. 圧縮ストラット理論による極限解析

3.1 セン断部材における圧縮ストラットのモデル化

高強度鉄筋及びコンクリートによって合成された柱せん断部材(せん断破壊メカニズムを構成した部材)では、外力によるせん断力 Q を受けると全長において一様に 45° 方向の圧縮ストラットが生じ、せん断補強筋に生ずる引張力と釣り合ったトラス作用が図-2に示すように構成され、せん断伝達が行われる。終局時には、部材端部の圧縮領域に連成した圧縮ストラットがせん断伝達に寄与し、引張せん断破壊、圧縮せん断破壊の各せん断メカニズムを形成すると考えられる。

このせん断メカニズム形成時では、部材端部断面の引張主筋は降伏には至っていないので、圧縮領域には、終局曲げモーメント時のコンクリートの圧縮力からせん断メカニズム時のコンクリート圧縮力を引いたコンクリートの圧縮力が、両端の圧縮領域にかけて圧縮ストラットが生じる。これが図-3に示すようにアーチ作用を形成し、せん断抵抗に寄与する。また、せん断部材に軸方向力が作用している場合も同じく、両端の圧縮領域にかけて圧縮ストラットが生じ、アーチ作用を形成して、せん断メカニズム形成時のアーチ作用によるせん断抵抗に付加される。

3.2 トラス作用

せん断部材が終局時のメカニズムを形成するとき部材内では、図-2に示すように、端部の圧縮領域に連成した圧縮ストラットにおいてせん断補強筋に生ずる引張力 T_w と釣り合った圧縮応力 σ_t が作用する。この圧縮ストラットは、 45° の傾きをもったストラットと端部の圧縮領域近傍では軸芯と ϕ の角度をもったストラットから構成される。圧縮ストラット $ABCD$ に生ずる圧縮応力 σ_t によって、部材端部には、垂直応力 σ_y 、せん断応力 τ_{xy} が生じる。これらの応力の間には、次式が成り立つ。

$$\sigma_y = (\sigma_t \cos \phi) \cos \phi = \sigma_t \cos^2 \phi, \quad \tau_{xy} = (\sigma_t \cos \phi) \sin \phi = 1/2 \sigma_t \sin 2\phi \quad (1)$$

部材端部には、モーメント M が作用する場合、主筋には引張力 T (降伏引張力 T_y 以下)が生じ、圧縮領域 $\kappa \cdot D$ (κ は係数)に様な圧縮応力分布 $\nu_c \cdot \sigma_B$ (ν_c はコンクリート圧縮強度の有効係数で1以下の係数)が生ずると仮定すると、せん断応力 τ_{xy} が次式で与えられる。

$$\tau_{xy} = \nu_c \cdot \sigma_B \cdot \tan \phi \quad (2)$$

(2)式から、せん断力 $Q_t = \kappa \cdot b \cdot D \cdot \tau_{xy}$ と定義すると、次式が得られる。

$$Q_t = \kappa \cdot b \cdot D \cdot \nu_c \cdot \sigma_B \cdot \tan \phi \quad (3)$$

他方、圧縮ストラットに生ずる圧縮応力 σ_t によってせん断補強筋には引張力 T_w が作用する。せん断補強筋が降伏応力 σ_{wy} に達している場合には、 T_w は次式で与えられる。

$$T_w = a_w \cdot \sigma_{wy} \quad (4)$$

ここで、 a_w は、せん断補強筋の断面積である。また、圧縮ストラットに生ずる σ_t は、図-2に示すように、フランジに相当するせん断補強筋に対して、一様な圧縮応力 $\nu_w \cdot \sigma_B$ になる。

この応力は、コンクリート断面のフランジ幅全面に対して一様に作用すると仮定すると、圧縮合力 C_t は、次式のように書かれる。

$$C_t = \nu_w \cdot \sigma_{Bc} \cdot b \cdot x \quad (5)$$

ここで、 σ_{Bc} は後打ちコンクリートの圧縮強度である。 T_w と C_t は等しくなるので、(4)式および(5)式から、次式が導かれる。

$$\nu_w \cdot \sigma_{Bc} = P_w \cdot \sigma_{wy} \quad (6)$$

ここで、 $P_w = a_w / b \cdot x$ である。(3)式に(6)式を代入すると、次式が得られる。

$$Q_t = \kappa \cdot \nu \cdot b D \cdot P_w \cdot \sigma_{wy} \cdot \tan \phi \quad (7)$$

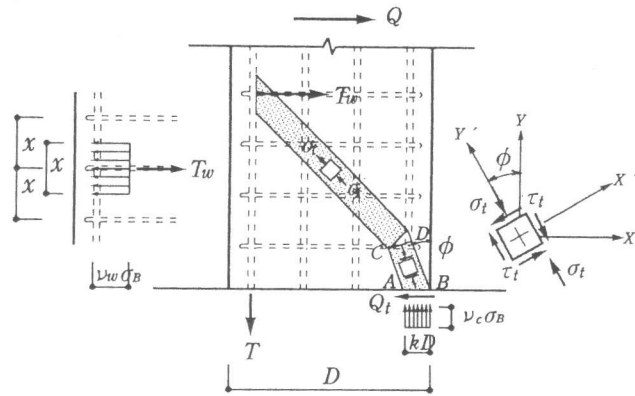


図-2 圧縮ストラットによるトラス作用

ここで、 $\nu = \nu_c / \nu_w$ である。(7)式は、せん断補強筋が引張降伏強度にせん断破壊を生ずる引張せん断破壊メカニズム時のせん断強度を表している。

(1)式において、 $\sigma_y = \nu_c \cdot \sigma_B = \nu \cdot P_w \cdot \sigma_{wy}$ 、 $\sigma_t = \nu_t \cdot \sigma_B$ 及び $\cos^2 \phi = 1 / (1 + \tan^2 \phi)$ の関係を用いると、 $\tan \phi$ は次式のように書き表される。

$$\tan \phi = \sqrt{\frac{\nu_t}{\nu} \cdot \frac{\sigma_B}{P_w \cdot \sigma_{wy}} - 1} \quad (8)$$

(8)式を(7)式に代入すると、 Q_t は $P_w \cdot \sigma_{wy}$ の関数で表現される。

これより、 Q_t は、 $P_w \cdot \sigma_{wy} = 1/2 \cdot \nu_t / \nu \cdot \sigma_B$ のとき最大となる。この結果を用いると、(8)式より、 $\tan \phi = 1.0$ が得られ、 $\phi = \pi/4$ に対応する。また、 $\phi = 26.6^\circ$ を最小の傾きと考えると、 $\tan \phi = 0.50$ となる。従って、 $\tan \phi$ の値は、0.50と1.0の間に存在し、この間で変動することが分かる。

せん断補強筋が降伏する以前に、圧縮ストラット ABCD のコンクリートが圧壊するせん断破壊メカニズムがある。この時の条件は、コンクリート強度で決まる(8)式が(7)式より小さくなるときと考えられる。これより、圧縮せん断破壊メカニズムを形成する次の条件が成り立つ。

$$\nu_w \leq P_w \cdot \sigma_{wy} / \sigma_B \quad (9)$$

(9)式を満足するパラメータ ν_w の値は、せん断実験結果から求めることが出来る。

3.3 アーチ作用

RC部材の両端に曲げと軸方向力の合成応力を受けた柱部材には、図-3のように、柱全長において、両端の圧縮領域にかけて圧縮ストラットが形成される。柱軸と角度 θ を持つ圧縮ストラット

トは、ストラットの軸方向に圧縮応力 σ_a が作用し、せん断応力 τ_a が作用する。これらの圧縮ストラットに作用する応力と柱軸に対して垂直な面に作用する応力は、次式のように書き表される。

$$\begin{aligned}\sigma_x &= \sigma_a \cdot \sin^2 \theta - 2\tau_a \cdot \sin \theta \cdot \cos \theta \\ \sigma_y &= \sigma_a \cdot \cos^2 \theta + 2\tau_a \cdot \sin \theta \cdot \cos \theta \\ \tau_{xy} &= \sigma_a \cdot \sin \theta \cdot \cos \theta - \tau_a (\cos^2 \theta - \sin^2 \theta)\end{aligned}\quad (10)$$

(6)式において、圧縮ストラットに作用する圧縮応力 σ_a は、有効圧縮応力 $\beta \cdot \sigma_e$ (β :有効係数)からトラス作用における圧縮ストラット応力 σ_t を差し引いた値として次式が与えられる。

$$\sigma_a = \beta \cdot \sigma_B - \sigma_t \quad (11)$$

ここで、柱の材軸に直交方向の応力 σ_x は考慮しない。

また、せん断破壊メカニズム形成時の主筋引張力 $T = \alpha \cdot \sigma_y \cdot at$ (α : 低減係数、 σ_y : 主筋の降伏点強度、 at : 主筋の断面積) に対応するコンクリート圧縮応力を $\nu_c \cdot \sigma_B$ とし、曲げ降伏時 ($\alpha = 1$) のコンクリート圧縮応力を $\beta \cdot \sigma_B$ と仮定すると、その応力差 $\sigma_B (\beta - \nu_c)$ が主筋引張力 T による圧縮ストラットとしてアーチ作用に寄与する。従って、柱の材軸に平行方向の応力 σ_y は、次式のように $\sigma_B (\beta - \nu_c)$ と軸方向力 N による圧縮応力 $N/b \kappa D$ の和で与えられる。

$$\sigma_y = \sigma_B(\beta - \nu_c) + (N/\kappa \cdot b \cdot D) \quad (12)$$

また、図より、 $\tau_{xy} = Qa / \kappa b D$ 、 $\tan \theta = (1 - \kappa) / \lambda$ 、 $\lambda = H / D$ を用い、(11)式、(12)式を(10)式に代入すると、次式のように書き改められる。

$$\begin{aligned} N/\kappa bD + \sigma_B(\beta - \nu c) &= (\beta \cdot \sigma_B - \sigma t) \\ Qa/\kappa bD &= (1 - \kappa)/2\lambda \cdot (\beta \cdot \sigma_B - \sigma t) \end{aligned} \quad (13)$$

この式より、アーチ作用によるせん断抵抗 Q_a は次式のように与えられる。

$$Q_a = \frac{(1-\kappa)}{2\lambda} [\kappa(\beta - \nu c) \sigma_{\text{B}} b D + N] \quad (14)$$

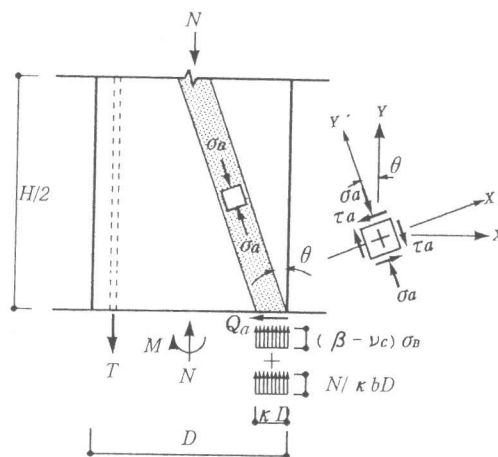


図-3 部材内のアーチ作用

3.4 全せん断抵抗

せん断部材の引張せん断破壊メカにズム形成時の全せん断抵抗 Q_{ut} は(7)式にアーチ作用によるせん断強度を累加することによって(15)式が与えられる。また、同様に、圧縮せん断破壊メカニズム時に対しては、(3)式と(14)式との累加として(16)式が得られる。

$$Q_{ut} = bD \cdot [\kappa \cdot \nu \cdot P_w \cdot \sigma_{wy} \cdot \tan \phi + \frac{(1-\kappa)}{2\lambda} \{ \kappa (\beta - \nu c) \sigma_B + \sigma_0 \}] \quad (15)$$

$$Q_{uc} = bD \cdot [\kappa \cdot \nu_c \cdot \sigma_B \cdot \tan \phi + \frac{(1-\kappa)}{2\lambda} \{ \kappa(\beta - \nu_c) \sigma_B + \sigma_0 \}] \quad (16)$$

ここで、係数 κ に関する値はせん断強度に対する極限解析の下界の定理を満足する $\kappa = 0.5$ を得る。また、実験結果から得られた $\nu_w = 0.07$, $\tan 36^\circ = 0.73$ を用い、それぞれ $\nu = 2.4$, $\nu_c = 0.17$, $\beta = 0.82$ が導かれ、(20)式が得られる。

● 修正荒川Mean式 (17)

$$Q_u = \left[\frac{0.068 \cdot P_t^{0.23} (F_c + 180)}{M/(Q \cdot d) + 0.12} + 2.7 \sqrt{P_w \cdot \sigma_{wy}} + 0.1 \cdot \sigma_o \right] \cdot b \cdot j$$

● 学会終局指針A法 (18)

$$Q_u = b \cdot j_t \cdot P_w \cdot \sigma_{wy} \cdot \cot \phi + \tan \theta (1 - \beta) \cdot b \cdot D \cdot \nu \cdot \sigma_a / 2$$

ここに、

$$\tan \theta = \sqrt{(L/D)^2 + 1} - L/D$$

$$\beta = \{(1 + \cot^2 \phi) P_w \cdot \sigma_{wy}\} / (\nu F_c)$$

ただし、 $P_w \cdot \sigma_{wy} \geq \nu \cdot \sigma_a / 2$ の時 $P_w \cdot \sigma_{wy} = \nu \cdot \sigma_a / 2$
 $\sigma_{wy} > 25 \sigma_a$ の時 $\sigma_{wy} = 25 \sigma_a$

〈降伏ヒンジを計画しない時〉

$$\nu = 0.7 - \sigma_a / 2000$$

$\cot \phi$ の値は下式による値のうち最小のものとする。

$$\cot \phi = 2.0$$

$$\cot \phi = j_t / (D \cdot \tan \theta)$$

$$\cot \phi = \sqrt{(\nu \cdot F_c / P_w \cdot \sigma_{wy}) - 1.0}$$

〈降伏ヒンジを計画する時〉

$$\nu = (1.0 - 15 R_p) \nu_o = 0.7 (0.7 - \sigma_a / 2000)$$

$$\cot \phi = 1.0$$

● New RCの提案式 (19)

$$Q_u = b \cdot j_t \cdot P_w \cdot \sigma_{wy} \cdot \cot \phi + \alpha \cdot (1 - \beta) \cdot b \cdot D \cdot \nu_o \cdot \sigma_a$$

ただし、 $P_w \cdot \sigma_{wy} \geq \nu_o \cdot \sigma_a / 2$ の時 $P_w \cdot \sigma_{wy} = \nu_o \cdot \sigma_a / 2$
 $\sigma_{wy} > 125 \cdot \sqrt{\nu_o \cdot \sigma_a}$ の時 $\sigma_{wy} = 125 \cdot \sqrt{\nu_o \cdot \sigma_a}$

$$\text{ここに、} \alpha = \{\sqrt{1 + (L/D)^2} - L/D\} / 2$$

$$\beta = (1 + \cot^2 \phi) \cdot P_w \cdot \sigma_{wy} / (\nu_o \cdot \sigma_a)$$

$$\nu_o = 1.7 \cdot (1 + 2 \eta) \cdot \sigma_a^{-1/3} \leq 1.0$$

$$\cot \phi = \min(A, B, C) \geq 1.0$$

$$A = 2.0 - 3 \eta$$

$$B = j_t / (2 \cdot \alpha \cdot D)$$

$$C = \sqrt{\nu_o \cdot \sigma_a / (P_w \cdot \sigma_{wy}) - 1.0} \quad (\text{S/単位})$$

● 新評価式 (20)

1. 引張せん断破壊機構 ($\nu_w > P_w \cdot \sigma_{wy} / \sigma_a$)

$$Q_{ut} = bD \left[0.88 \cdot P_w \cdot \sigma_{wy} + \frac{0.08}{\lambda} \cdot \sigma_a + \frac{1}{4\lambda} \cdot \sigma_o \right]$$

2. 圧縮せん断破壊機構 ($\nu_w \leq P_w \cdot \sigma_{wy} / \sigma_a$)

$$Q_{uc} = bD \left[0.062 \cdot \sigma_a + \frac{0.08}{\lambda} \cdot \sigma_a + \frac{1}{4\lambda} \cdot \sigma_o \right]$$

ただし、 $\eta > 0.4$ の時 $\eta = 0.4$ 、 $\nu_w = 0.07$ とする。

ここで、 b : 柱幅、 D : 柱せい、 j_t : 主筋中心間距離、 L : 柱長さ、 P_w : せん断補強筋比、 P_t : 引張鉄筋比、 M/Q : 強度算定断面におけるモーメント M とせん断力 Q の比、 ν (ν_o) : コンクリート圧縮強度の有効係数、 ϕ : トラス機構におけるコンクリート斜め圧縮束材の材軸となす角度、 σ_a : コンクリート圧縮強度、 σ_{wy} : せん断補強筋の降伏強度、 σ_o : 軸応力度 ($= N/b \cdot D$)、 η : 無次元化軸力比 ($= N/(b \cdot D \cdot \sigma_a)$)

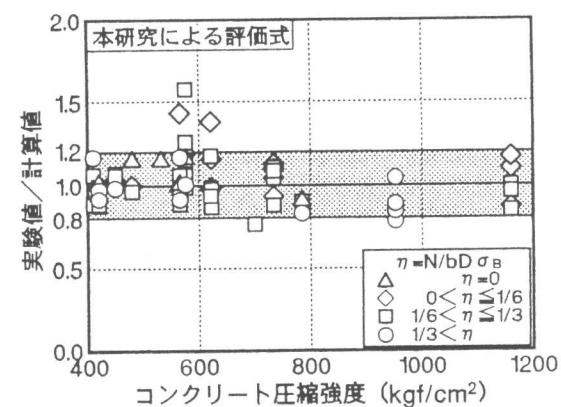
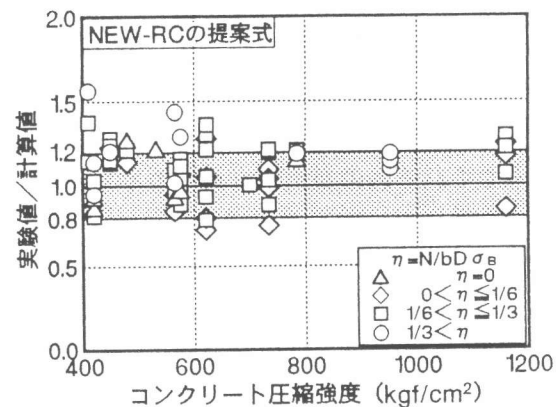
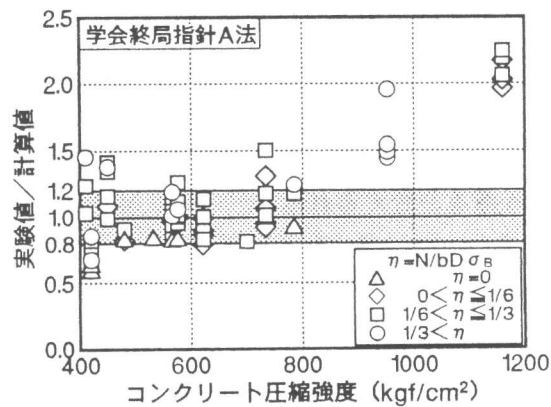
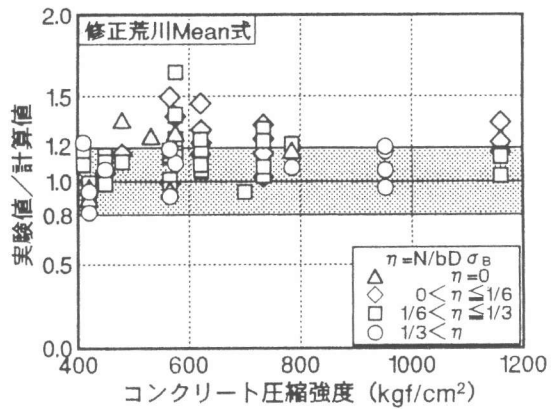


図-4 各評価式と実験結果の比較

4. 新しい評価式と既往式の検証

既往の実験結果(文献[1, 2, 3, 4, 5, 6, 7, 8, 9, 10])を用い、(17)式(修正荒川Mean式)、(18)式(学会終局指針A法)、(19)式(New-RCの提案式)、(20)式(新評価式)によるせん断耐力を比較をする。特にコンクリート強度との関係を知るために、図-4に各式による実験値/計算値の比とコンクリート強度との関係について示す。また、各計算式の精度を表-1に示す。修正荒川Mean式は、一般的に計算値が実験値より過小評価され、学会終局指針A法は $\sigma_c=800\text{kgf/cm}^2$ 以下までは良く実験値に対応しているが、それ以上になると極めて計算値が過小評価されることが分かる。これはA法のコンクリート強度有効係数 ν が $\sigma_c=600\text{kgf/cm}^2$ を上限として作られた式だからである。また、New RCの提案式は $\sigma_c=650\text{kgf/cm}^2$ 以下では多少ばらつきが見られるが、一般的に超高強度まで精度良く評価されている。これらに対し、新評価式は若干ばらつきも見られるが、高強度コンクリート $\sigma_c=400\sim1200\text{kgf/cm}^2$ の範囲で、ほぼ $\pm 20\%$ 以内に存在し、より高い精度で評価されており、実用的なせん断強度式となり得ると考えられる。

表-1 各終局せん断強度式の精度

	修正荒川式	指針式	New-RCの提案式	評価式
試験体数	73	73	73	73
平均値*1	1.139	1.161	1.084	1.019
標準偏差	0.157	0.471	0.170	0.140
相関係数	0.970	0.728	0.947	0.978

*1 実験値/計算値

5. まとめ

せん断強度における新評価式の提案と共に既往式との比較結果が次のようにまとめられる。

- (1)修正荒川Mean式は、全体的に安全側に評価されている。また、New RCの提案式は高強度RC柱部材に対して良く実験値と対応していることが認められた。A法においても、コンクリート強度の有効係数を再検討すれば、より良く実験値と対応すると考えられる。
- (2)本研究の新しい評価式は材料の高強度化に対応して材料の性能が十分評価出来るように上限値がないこと、また圧縮ストラットによるトラス作用とアーチ作用の累加として提案しているのでそれぞれの負担割合が解りやすいという特徴がある。
- (3)既往の実験結果に基づいて各係数を求め、簡単なせん断強度式を導いた。また、新評価式は既往の強度式よりもより高い精度で実験結果を評価することができる。

[参考文献]

- [1].来田義弘, 河内武, 他; 超高強度鉄筋コンクリート造柱の曲げせん断実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C構造Ⅱ, pp.697-698, pp.701-702, 1988.10 [2].中江晃彦, 倉本洋, 南宏一; 1200 kgf/cm^2 級のコンクリートを用いたRC柱部材のせん断破壊性状, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.12, No.2, pp.357-362, 1990.6 [3].塚本尚由, 中澤淳, 他; 13000 kgf/cm^2 級の超高強度せん断補強筋を用いたRC柱の終局せん断耐力, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.12, No.2, pp.369-374, 1990.6 [4].白石環, 塚本尚由, 他; 13000 kgf/cm^2 級のせん断補強筋を用いた40 cm 角断面のRC柱のせん断破壊性状, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C構造Ⅱ, pp.823-824, 1990.10 [5].瀬尾正幸, 二村有則, 他; 高強度材料を用いたRC柱のせん断性状に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集(北陸), C構造Ⅱ, pp.627-630, 1992.8 [6].井上章男, 西村泰志; 高強度せん断補強筋と高強度コンクリートを用いた鉄筋コンクリート柱のせん断破壊性状, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.15, No.2, pp.467-472, 1993 [7].桑田裕次, 中山昭夫; 600 kgf/cm^2 級の超高強度コンクリートを用いたRC柱のせん断耐力, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.15, No.2, pp.473-478, 1993 [8].榎部典生, 桑田裕次; 600 kgf/cm^2 級の超高強度コンクリートを用いたRC柱の付着割裂破壊性状, 日本建築学会大会学術講演梗概集(関東), C構造Ⅱ, pp.219-220, 1993.9 [9].野口博, 瀬尾正幸, 他; 高強度材料を用いたRC柱のせん断性状に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集(関東), C構造Ⅱ, pp.709-712, 1993.9 [10].桑田裕次, 南宏一; 480 kgf/cm^2 級の超高強度コンクリートを用いたRC柱のせん断耐力に及ぼす作用軸力比の影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.17, No.2, pp.857-862, 1995 [11].日本建築学会: 鉄筋コンクリート建造物の終局強度型耐震設計指針・同解説 pp.104-pp.116 [12].日本建築学会: 鉄筋コンクリート構造設計基準・同解説 [13].日本建築センター: 構造計算指針・同解説 1991年版 [14].日本建築学会編: 建築耐震設計における保有耐力と変形性能 [15].小谷俊介, 上之園隆志; 高強度コンクリート及び高強度鉄筋を用いた部材の構造性能, コンクリート工学, pp.28-pp.35, Vol.32, No.10, 1994/10 [16].日本建築学会, 構造委員会: 鉄筋コンクリート構造におけるせん断設計法の問題点と将来展望, 1994年度日本建築学会大会(東海), 構造(RC)部門ハネディスカッション資料