

高強度材料を用いた鉄筋コンクリート部材の終局せん断耐力 —高強度せん断補強筋を用いた耐震設計式の開発—

Ultimate Shear Strength of Reinforced Concrete Members with High-Strength Shear Reinforcement and Concrete —Development of Earthquake Resistant Design Using High-Strength Shear Reinforcement—

中澤 淳 NAKAZAWA Atsushi JFE テクノワイヤ 技術総括部開発室長 兼 業務改革推進部 主任部員(副部長)・
博士(工学)

要旨

高強度材料を用いた鉄筋コンクリート部材のせん断破壊に関する問題を実験的および理論的に検討した。開発を進めてきた高強度せん断補強筋リバーボン ($\sigma_{wy} = 785 \sim 1275$ MPa) および普通コンクリートから超高強度コンクリート ($F_c = 21 \sim 100$ MPa) を組み合わせた系統的な実験を行い、既往の終局せん断耐力式では十分な計算精度で求めることができないことを指摘した。そこで、実験的成果による知見にもとづき、若林・南理論を応用して、トラス機構およびアーチ機構に含まれるコンクリート強度有効係数およびせん断補強筋有効係数を求め、そして、柱および梁部材の実験値を含めて適合性が極めて良い高強度材料を用いた鉄筋コンクリート部材の終局せん断耐力式を提案した。

Abstract:

The shear failure properties of RC members using high strength concrete and shear reinforcement is examined. Systematic tests which combined high strength shear reinforcement, super high strength concrete ($\sigma_{wy} = 785 \sim 1275$ MPa) and concrete of various strength including high strength ($F_c = 21 \sim 100$ MPa) were carried out. It is pointed out that ultimate shear strength is unable to be estimated by the previous design code. Therefore, the author proposed a new evaluation method by applying Minami and Wakabayashi theory. Truss and arch mechanism is used for an evaluation method of shear strength, and the strength-decrease coefficient is multiplied by the concrete and reinforcement strength. It was shown in the test that ultimate shear strength can be estimated by the proposed new evaluation method.

1. はじめに

建物の高層化、大スパン化や、構造部材断面の縮小化を目的として、使用材料を高強度化することが進んでいるが、RC 構造物の性能設計を行うには、部材の耐力や変形性能を明示し、その性能を保障する必要がある。そのためには、終局耐力（特に、終局せん断耐力）の算定において、理論的に裏付けされた精度の良い計算式の確立が要求される。筆者は RC 部材のせん断耐力に対して極めて有効な終局強

度解析法である若林・南の拡張累加強度理論の $n-q$ 方程式¹⁾（以下、若林・南式）に着目して検討を行い、高強度材料（せん断補強筋リバーボンとコンクリート）を用いた RC 柱部材に関してはせん断耐力の予測が危険側となる傾向があることを指摘した²⁾。そこで、本研究では高強度材料を用いた RC 柱部材の終局せん断耐力について、若林・南式を応用して修正を加えたせん断強度式を提案し、その適合性を検証する。

2. 検証対象にした実験概要

シリーズのものであり、合計 34 体の試験体による実験値である。実験計画の詳細は文献 3) で報告した。実験変数はコンクリート強度 σ_B 、柱長さ比 L/D (ここで、 L は柱長さ、 D は柱せい)、軸力比 $n(=N/(bD\sigma_B))$ 、ここで、 N は軸力、 b は柱幅)、せん断補強筋比 $p_w(=wA/(bx))$ (ここで、 wA はせん断補強筋断面積、 x はせん断補強筋間隔) およびせん断補強筋降伏強度 σ_{wy} である。 σ_B は 21, 36, 60 および 100 N/mm² 級の 4 種類、 L/D は 3 および 2 の 2 種類、 n は 0.1, 0.3, 0.5 の 3 種類、 p_w は 0.20~1.14 %、 σ_{wy} は 295, 785, 1275 N/mm² 級の 3 種類である。共通因子としては、柱断面 $b \times D = 300 \text{ mm} \times 300 \text{ mm}$ 、主筋量 16-D16 (SD685 相当) である。

3. 終局せん断耐力の検討

既往の理論や提案式では、コンクリート強度の有効係数 ν_c およびせん断補強筋の有効係数 ν_s が、コンクリート圧縮強度 σ_B およびせん断補強筋強度 σ_{wy} のそれぞれのみに関係する有効係数として検討されている^{4,5)}。一方、文献 3) の実験結果や筆者らの研究では、高強度せん断補強筋は、コンクリートの横拘束量などに影響を与え、コンクリートを高強度にすることで、せん断補強筋の補強効果をより有効に使用できると考えている。そこで、著者は、 ν_c および ν_s が σ_B およびせん断補強筋量 $p_w \cdot \sigma_{wy}$ のみに関係するのではなく、 ν_c には σ_B と $p_w \cdot \sigma_{wy}$ のそれぞれが、 ν_s にも σ_B と $p_w \cdot \sigma_{wy}$ のそれぞれが影響すると考え、コンクリート強度とせん断補強筋量の因子を含む ν_c と ν_s は (1) 式で表現し、(1) 式の 2 変数について検討する。

$$\left. \begin{aligned} \nu_c &= f(\sigma_B, p_w \cdot \sigma_{wy}) \\ \nu_s &= g(\sigma_B, p_w \cdot \sigma_{wy}) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (1)$$

したがって、 σ_B および $p_w \cdot \sigma_{wy}$ の影響について、それぞれの補正係数を検討するためには、 σ_B と $p_w \cdot \sigma_{wy}$ の 2 項に分離し、それぞれ 2 項の累加ができる単純な式で表す必要がある。

そこで、コンクリートに対する有効係数とせん断補強筋に対する有効係数を分離することができる文献 1) の (2) 式を用いて検討する。なお、文献 3) で用いたほぼすべての試験体は、図 1 に示す $n-q$ 相関曲線の中で、軸力の大きさがせん断強度に影響を与えない領域で終局耐力が決まる範囲で実験が行われており、検証に用いた実験データのせん断強度 Q_u は、(2) 式によって求めた。

$$q = \delta(\sqrt{1+\eta^2} - \eta) + \Psi \cdot d_1 \dots\dots\dots (2)$$

$$\delta = \frac{1-2 \cdot \Psi}{2} \dots\dots\dots (3)$$

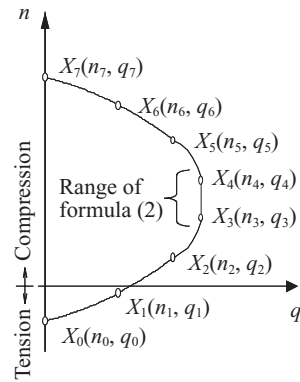


図 1 $n-q$ 相関曲線
Fig.1 $n-q$ correlation curves

$$\eta = \frac{L}{D} \dots\dots\dots (4)$$

$$\Psi = \frac{p_w \cdot \sigma_{wy}}{F_c} \dots\dots\dots (5)$$

$$d_1 = \frac{d}{D} \dots\dots\dots (6)$$

ここに、 d : 主筋間隔、
 F_c : コンクリート設計基準強度

上記の (2) 式における q を Q_u 、 F_c を σ_B とし、さらに Q_u を無次元化して表すと、(7) 式となる。

$$\frac{Q_u}{bD\sigma_B} = \frac{1}{2} \left[1 - \frac{2 \cdot p_w \cdot \sigma_{wy}}{\sigma_B} \right] \cdot \left[\sqrt{1+\eta^2} - \eta \right] + \frac{p_w \cdot \sigma_{wy}}{\sigma_B} \cdot d_1 \dots\dots (7)$$

σ_B の影響と $p_w \cdot \sigma_{wy}$ の影響について、それぞれの有効係数を検討するために、(7) 式を σ_B と $p_w \cdot \sigma_{wy}$ の 2 項に分離すると、それぞれ 2 項の累加ができる有次元の単純な次式で表すことができる。

$$Q_u = \frac{1}{2} \sigma_B \left[\sqrt{1+\eta^2} - \eta \right] \cdot b \cdot D + p_w \cdot \sigma_{wy} \left[d_1 - \left[\sqrt{1+\eta^2} - \eta \right] \right] \cdot b \cdot D \dots\dots\dots (8)$$

ここで、式 (8) を式 (9) のように表して、有効係数を決定する。

$$Q_u = \nu_c \cdot cQ + \nu_s \cdot rQ \dots\dots\dots (9)$$

ここに、

$$cQ = \frac{1}{2} \sigma_B \left[\sqrt{1 + \eta^2} - \eta \right] \cdot b \cdot D \quad \dots\dots\dots (10)$$

$$rQ = p_w \cdot \sigma_{wy} \left\{ d_1 - \left[\sqrt{1 + \eta^2} - \eta \right] \right\} \cdot b \cdot D \quad \dots\dots\dots (11)$$

Q_u , cQ , rQ について重回帰分析⁶⁾を行い、 ν_c および ν_s の値を実験値より求める。図2および3にコンクリート強度 σ_B およびせん断補強筋量 $p_w \cdot \sigma_{wy}$ について行った重回帰分析結果をそれぞれ示す。コンクリート強度の係数 ν_c を ν_{c1} および ν_{c2} で表し、せん断補強筋量の係数を ν_s を ν_{s1} および ν_{s2} で表している。

σ_B に関してはコンクリート強度が大きくなるほど ν_{c1} は小さくなり、逆に ν_{s1} は大きくなる傾向がある。

$p_w \cdot \sigma_{wy}$ に関しては、せん断補強筋量が大きくなるほど ν_{c2} は大きくなり、逆に ν_{s2} は小さくなる傾向がある。このことから、 σ_B が大きくなるとコンクリート強度有効係数は小さく評価し、せん断補強筋係数は大きく評価できることが分かる。一方、 $p_w \cdot \sigma_{wy}$ が大きくなるとコンクリート強度有効係数は大きく評価でき、逆にせん断補強筋有効係数は小さく評価することになる。分析結果から、 σ_B および $p_w \cdot \sigma_{wy}$ がお互いに影響を与えていることが分かる。

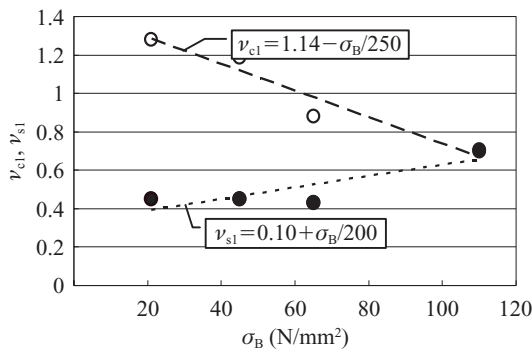


図2 ν_{c1} および ν_{s1} と σ_B の関係
Fig.2 Relationship of ν_{c1} , ν_{s1} , and σ_B

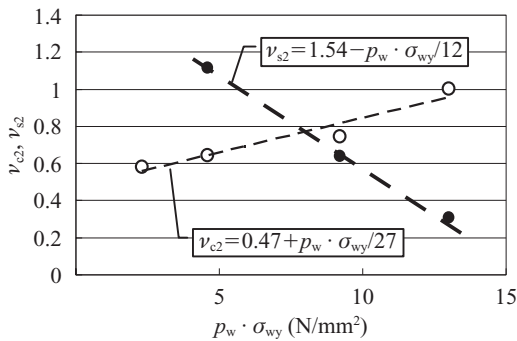


図3 ν_{c2} および ν_{s2} と $p_w \cdot \sigma_{wy}$ の関係
Fig.2 Relationship of ν_{c2} , ν_{s2} and $p_w \cdot \sigma_{wy}$

図2の σ_B の重回帰分析結果をそれぞれ直線的に回帰すると (12) 式, (13) 式が得られる。

$$\nu_{c1} = 1.14 - \frac{\sigma_B}{250} \quad \dots\dots\dots (12)$$

$$\nu_{s1} = 0.10 + \frac{\sigma_B}{200} \quad \dots\dots\dots (13)$$

ただし、 σ_B の単位は N/mm^2

図3の $p_w \cdot \sigma_{wy}$ の重回帰分析結果をそれぞれ直線式に回帰すると (14) 式, (15) 式が得られる。

$$\nu_{c2} = 0.47 + \frac{p_w \cdot \sigma_{wy}}{27} \quad \dots\dots\dots (14)$$

$$\nu_{s2} = 1.54 - \frac{p_w \cdot \sigma_{wy}}{12} \quad \dots\dots\dots (15)$$

ただし、 $p_w \cdot \sigma_{wy}$ の単位は N/mm^2

ここで、 ν_{c1} および ν_{c2} と、 ν_{s1} および ν_{s2} の影響はほぼ 1/2 と考え、その相関の平均をとって表すと、 ν_c および ν_s は (16) 式および (17) 式で与えられる。

$$\nu_c = 0.80 - \frac{\sigma_B}{500} + p_w \cdot \frac{\sigma_{wy}}{54} \quad \dots\dots\dots (16)$$

$$\nu_s = 0.80 + \frac{\sigma_B}{400} - p_w \cdot \frac{\sigma_{wy}}{24} \quad \dots\dots\dots (17)$$

図4に (16) 式, (17) 式によって求めた ν_c , ν_s と $p_w \cdot \sigma_{wy}$ および σ_B の関係を示す。

ν_c は $p_w \cdot \sigma_{wy}$ が大きく、 σ_B は小さいほど 1.0 に近づく傾向を示した。 ν_s は $p_w \cdot \sigma_{wy}$ が小さく、 σ_B が大きいほど 1.0 に近づく傾向を示した。このことから、コンクリート強度の増大により ν_c は小さくなるが、 $p_w \cdot \sigma_{wy}$ の増大によりせん断補強筋の横拘束による効果が増すことが分かる。 ν_s に関しては $p_w \cdot \sigma_{wy}$ が大きくなるほど ν_s が小さくなるが、 σ_B が大きくなると ν_s も大きくなり、せん断補強筋に対する効果が増すことが示された。

4. 提案したせん断耐力式の適合性

前述で提案した ν_c および ν_s を使い、(7) 式中の σ_B を $\nu_c \cdot \sigma_B$ に、 $p_w \cdot \sigma_{wy}$ を $\nu_s \cdot p_w \cdot \sigma_{wy}$ に修正して評価する。

図5に提案式による終局せん断耐力の計算値と筆者らの

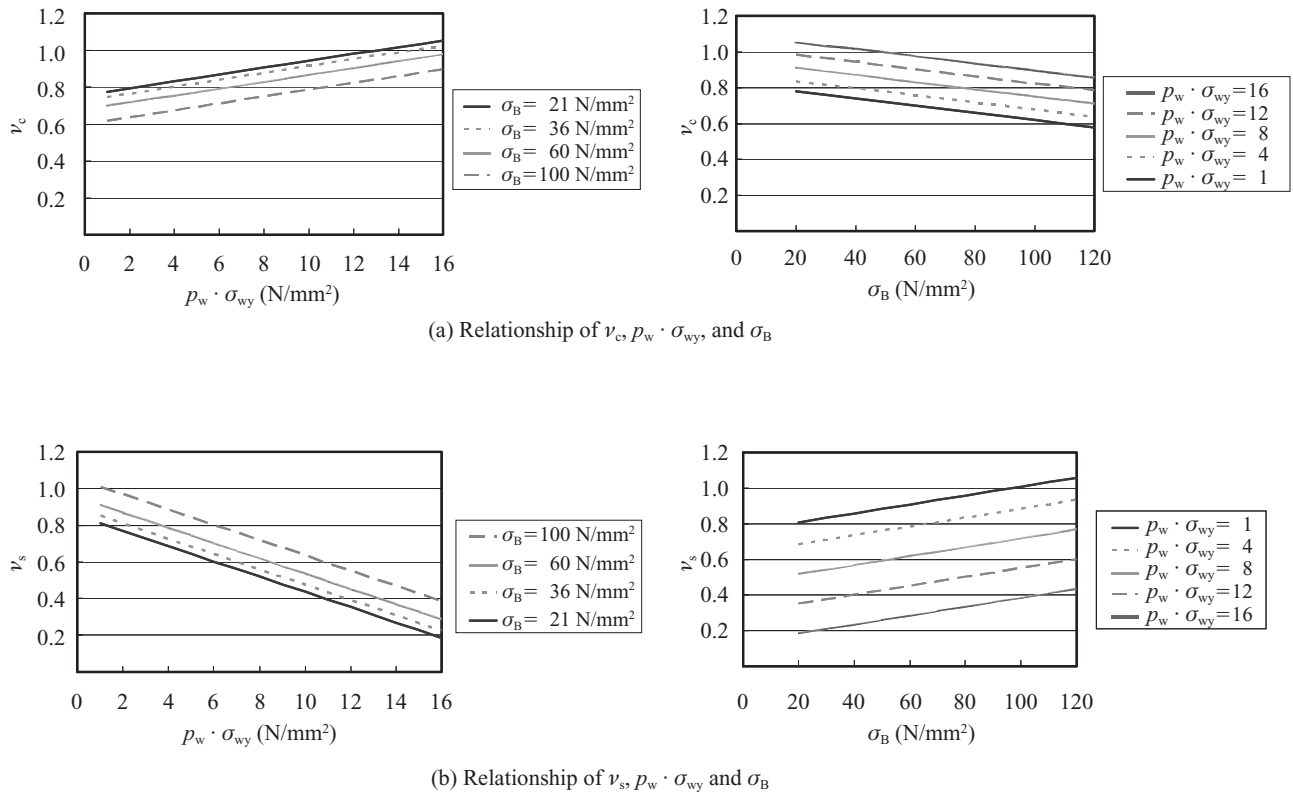


図4 有効係数とせん断補強筋量およびコンクリート強度の関係

Fig. 4 Relationship of significant coefficient, shear reinforcing quantity and concrete strength

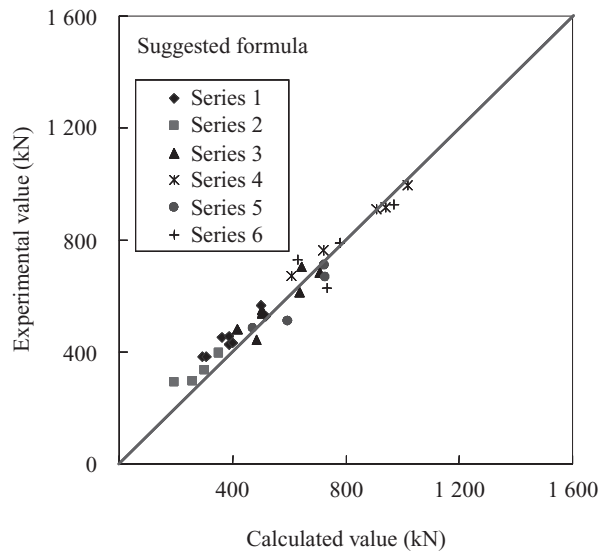


図5 提案式および若林・南式と実験値の関係

Fig. 5 Relationship of suggested formula, Wakabayashi-Minami formula and experimental value

既往の研究³⁾の実験値との比較を示す。対象とした試験体全般に対する実験値と計算値との比の平均値は1.06、標準偏差は0.13であり、高強度材料を用いたRC部材のせん断耐力評価式による計算値と実験値の対応は良好である。図6は、文献3)の全試験体34体に対する実験値と、提案式による計算値の比較である。●印は実験による最大値を表しており、棒グラフにはそれぞれトラス機構およびアーチ

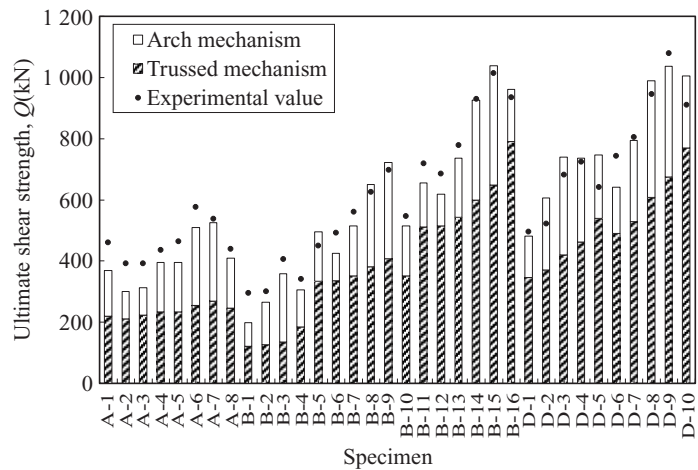


図6 各試験体のアーチ・トラス機構

Fig. 6 Arch-trussed mechanism

機構による強度をそれぞれ表している。この解析結果に見られるように、文献3)の実験計画において選択された試験体では、トラス機構によるせん断力負担率が小さく、アーチ機構による負担率が大きくなっていることが分かる。計算値と実験値の対応には若干のバラツキがあるが全般的な傾向は極めて良く一致しており、高強度材料を用いた場合のRC柱のせん断強度は前述の提案式で推定できることを示している。

図7(a)および(b)にコンクリート強度100 N/mm²と用

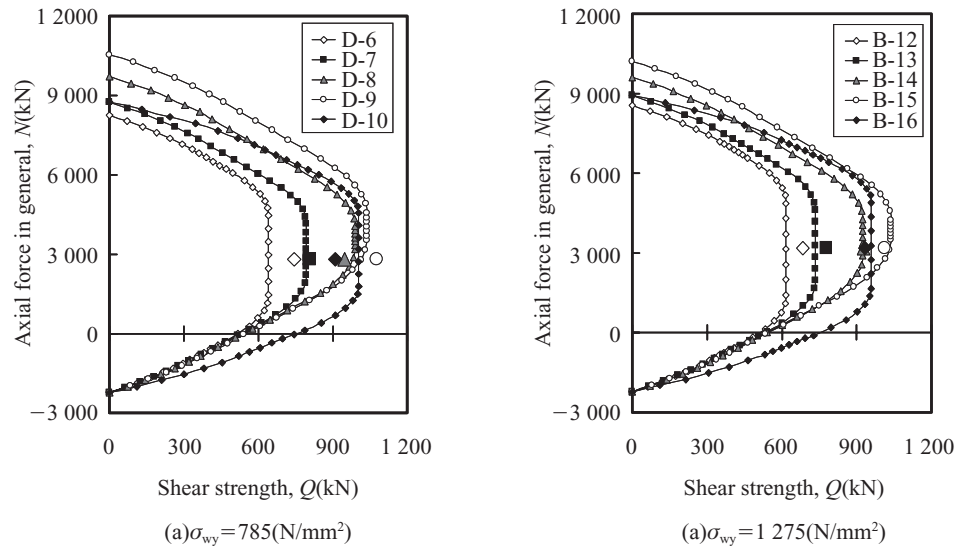


図7 N-Q 相関曲線
Fig.7 N-Q Interaction curves

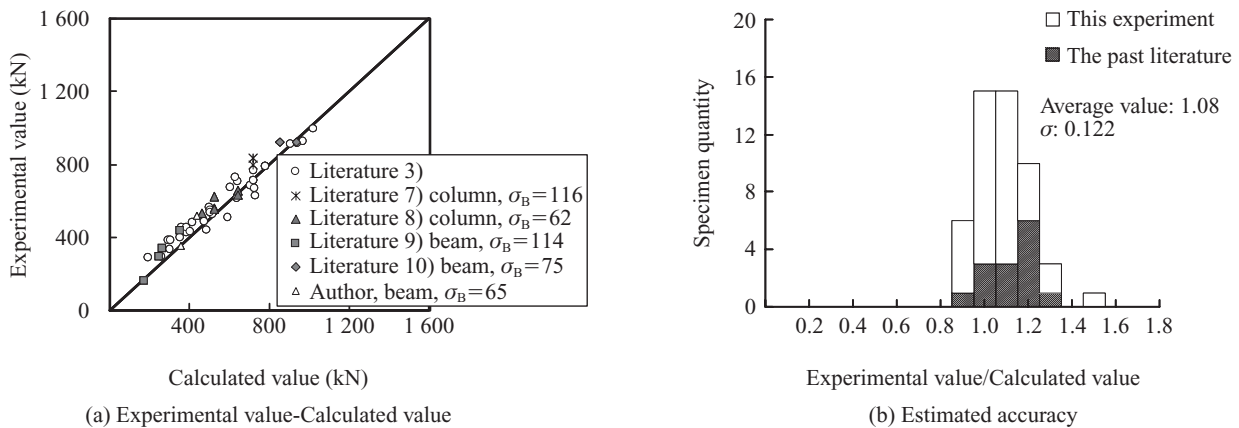


図8 提案式のせん断耐力予測精度
Fig.8 Shear strength of suggested formula

いたせん断補強筋強度 785 および 1 275 N/mm² を組み合わせた試験体の N-Q 相関曲線を示す。同図に正荷重の最大強度に関する実験値が計算結果（理論値）のカーブ印と対応した印であわせて図示されている。実験値と理論値の対応は、おおむね精度良く評価できている。

提案式による n-q 方程式のせん断耐力予測精度を検証するために、著者らの既往の実験データ³⁾に、梁部材も含めた文献 7~10) の実験データを加えた以下に示す条件を満足するものを検証データとして採用した。

- (a) コンクリート強度：21~120 N/mm²
- (b) せん断補強筋強度：295~1 275 N/mm²
- (c) 付着破壊によって最大耐力が決定されない。
- (d) 軸力比：0~0.5
- (e) 曲げ降伏によって最大耐力が決定されない。

筆者らの実験³⁾の実験値に、文献 7~10) の他の研究機関における実験値を含めた検証結果を図 8(a), (b) に示す。(a) において縦軸および横軸はそれぞれ実験値および提案

式による終局せん断耐力の計算値を示している。また、(b) は計算値に対する実験値の比率（実験値 / 計算値）の頻度分布を示したものであり、図中のハッチング部分は既往の研究データ 16 体に対するものを示している。全データに対する実験値と計算値の比の平均値は 1.08、標準偏差 σ は 0.12 であり極めて良好である。

図 9(a) および (b) に提案式による既往の研究^{8,9)} の n-q 相関曲線をそれぞれ示す。同図に、正荷重時の最大強度に関する実験値を●印▲印で示している。(a) 柱の場合の n-q 相関曲線は、直線部の左からそれぞれ、 p_w が 0.33%, 0.67% を示し、(b) 梁の場合は直線部の左からそれぞれ、 σ_{wy} が 419 N/mm², 784 N/mm² を示している。ここでは、軸力の影響について確認するために、軸力を実験変数にしている柱部材と軸力が零である柱部材について、計算値と実験値との関係を表している。軸力がない場合（すなわち梁）も含め、軸力が小さい部材に対してもおおむね精度良く評価できている。

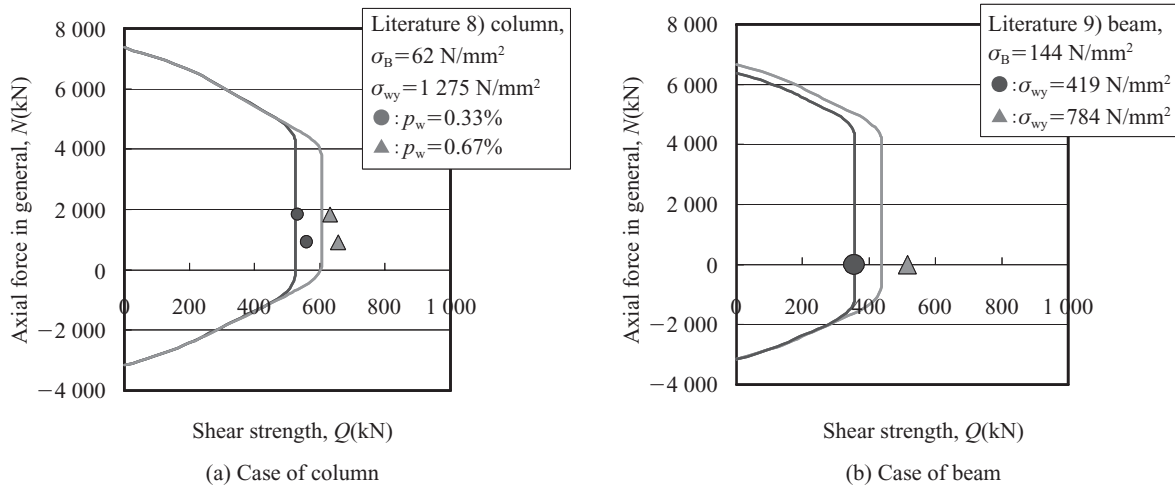


図9 N-Q 相関曲線

Fig.9 N-Q Interaction curves

5. まとめ

高強度材料を用いた RC 柱の終局せん断耐力は、提案式から求めた終局せん断耐力の実験値に対してほぼ推定できる。さらに、この提案された終局せん断耐力式は梁部材も含め既往の高強度材料を用いた RC 部材の終局せん断強度の予測に対しても良好の適合性を示した。

本研究を進める過程で、福山大学南宏一教授には研究活動全般についてご指導を頂きました。心より謝意を表します。

参考文献

- 1) 若林実, 南宏一. コンクリート系構造部材のせん断強度について: 京都大学防災研究所年報. 1981-04. 第24号 B-1. p. 245-277.
- 2) 中澤淳, 南宏一. 高強度材料を用いた鉄筋コンクリート柱の終局せん断強度に関する一考察. 日本建築学会学術講演梗概集. 1999-09, C-2. p. 843-844.
- 3) 中澤淳, 桑田裕次, 南宏一. 高強度材料を用いた RC 柱のせん断破壊性状. コンクリート工学年次論文報告集. 1999-06, vol. 21, no. 3, p. 397-402.
- 4) 益尾潔. 鉄筋コンクリート柱, はり部材のせん断耐力の評価に関する一考察. コンクリート工学年次論文報告集. 1992-06, vol. 14, no. 2, p. 185-190.
- 5) 桑田裕次, 南宏一. 60 MPa 級高強度鉄筋コンクリート柱, はり部材

- のせん断耐力の評価に関する一考察. コンクリート工学年次論文報告集. 1992-06, vol. 14, no. 2, p. 185-190.
- 6) 東京大学出版会. 基礎統計学 3 自然科学の統計学 東京大学教養学部統計学教室編. 東京大学出版会, 2001-02.
- 7) 中江晃彦, 倉本洋, 南宏一. 1200 キロ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 12-2, 1990-06, p. 357-362.
- 8) 井上章男, 西村泰志, 倉本洋. 高強度せん断補強筋を用いた鉄筋コンクリート柱のせん断破壊性状. 日本建築学会大会学術講演梗概集 (北陸). 1992-08, p. 635-636.
- 9) 榎本浩之, 慶祐一, 柿田芳久, 渡辺史夫, 六車熙. 超高強度コンクリートを用いた梁のせん断強度に関する研究 (その $1.f_c'=1200 \text{ kg/cm}^2$ に関する実験). 日本建築学会大会学術講演梗概集 (中国). 1990-10, p. 287-288.
- 10) 慶祐一, 榎本浩之, 渡辺史夫, 六車熙. 高強度コンクリートを用いた梁のせん断強度に関する研究 (その $1.f_c'=600 \text{ kg/cm}^2, 800 \text{ kg/cm}^2$ に関する実験). 日本建築学会大会学術講演梗概集 (東北). 1991-09, p. 269-270.



中澤 淳