

# 高強度材料を用いたRC部材の終局せん断耐力

中澤 淳\* 蒲原 裕一\*\* 南 宏一\*\*\*

## Ultimate Shear Strength of Reinforced Concrete Members with High-Strength Concrete and Shear Reinforcement

Atsushi NAKAZAWA\* Yuichi KANBARA\*\* and Koichi MINAMI\*\*\*

### ABSTRACT

In this paper, it examines the shear failure properties about of RC members with high strength concrete and shear reinforcement. Systematic tests which combined high strength shear reinforcement, super high strength concrete ( $\sigma_{wy}=785\sim 1275\text{MPa}$ ) and concrete of various strength including high strength ( $F_c=21\sim 100\text{MPa}$ ) were carried out. Ultimate shear strength can not be estimated by the previous design code. Then, we proposed new evaluation method of applying Minami and Wakabayashi theory. Evaluation method of shear strength uses truss and arch mechanism, and the strength decrease coefficient is multiplied by the concrete and reinforcement strength. From the test results, it was shown that ultimate shear strength can be estimated to proposed new evaluation method.

キーワード：高強度材料，終局せん断耐力，トラス機構，アーチ機構

Keywords: High strength members, Ultimate shear strength, Truss mechanism,  
Arch mechanism

### 1. はじめに

建物のより高層化，大スパン化あるいは部材断面の縮小化を図るために，使用材料の高強度化が進んでいる中，構造設計における性能設計化では，RC部材の終局せん断耐力および変形性能を明示し，その性能を保証しなければならない。そのためには，終局耐力（特に，終局せん断耐力）の計算において，理論的に裏付けされた精度よい計算式の確立が要求される。筆者らは，実験値に対するせん断予測が極めて有効な理論である<sup>[1]</sup> 曲げ・せん断・圧縮を受けるRC部材の終局強度解析した若林・南の拡張累加強度理論の  $n-q$  相関方程式（以後，若林・南式と呼称）に着目し，検討した結果，高強度材料（コンクリートとせん断補強筋）を用いたRC柱部材の実験データに対するせん断予測は危険

側に評価する傾向があることを指摘<sup>[2]</sup>した。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を，若林・南理論を応用して適合できるように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

本研究に使用した実験データ<sup>[3]</sup>は筆者らが行った6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。実験計画の一覧を表1に示す。実験変数はコンクリート強度，柱長さ比，軸力比，せん断補強筋比およびせん断補強筋引張降伏強度である。コンクリート強度  $\sigma_B$  は21，36，60および100級の4種類，柱長さ比  $H/D$  は3および2の2種類，軸力比  $n(=N/bD\sigma_B)$  は0.1，0.3および0.5の3種

\*JFEテクノワイヤ(株) \*\*大学院建築学専攻 \*\*\*建築学科

表1 実験計画一覧

シリーズ	試験体 No.	試験体名	コンクリート強度		柱長さ比 H/D	軸力比 N/FcbD	補強筋比 Pw (%)	補強筋強度 $\sigma_{wy}$ (N/mm <sup>2</sup> )	帯筋配筋量	帯筋形状	補強筋量 Pw $\sigma_{wy}$			
			Fc (N/mm <sup>2</sup> )	$\sigma_B$ (N/mm <sup>2</sup> )										
I	A-1	A303-3-9F	36	39.8	3	0.3	0.95	295	2-D10 @50	フック付閉鎖	2.79			
	A-2	A308-3-2W									2-φ6.2 @100	1.57		
	A-3	A308-3-2F									フック付閉鎖			
	A-4	A308-3-4W									2-φ6.2 @50	3.14		
	A-5	A308-3-4F									フック付閉鎖			
	A-6	A303-3-8W									4-φ6.2 @50	6.28		
	A-7	A303-3-8W									フック付閉鎖			
	A-8	A313-3-3F									0.27	1275	4-φ5.1 @50	3.40
II	B-1	B208-3-2W-3	24	20.7	3	0.3	0.40	785	2-φ6.2 @100	溶接閉鎖	1.57			
	B-2	B208-3-4W-3									2-φ6.2 @50	3.14		
	B-3	B208-3-8W-3									4-φ6.2 @50	6.28		
	B-4	B208-3-4W-2									2-φ6.2 @50	3.14		
III	B-5	B608-1-4W-3	60	64.3	3	0.3	0.40	785	2-φ6.2 @50	溶接閉鎖	3.14			
	B-6	B608-3-2W-3									2-φ6.2 @100	1.57		
	B-7	B608-3-4W-3									2-φ6.2 @50	3.14		
	B-8	B608-3-8W-3									4-φ6.2 @50	6.28		
	B-9	B608-3-11W-3									4-φ6.2 @35	8.95		
	B-10	B608-5-4W-3									0.5	0.40	2-φ6.2 @50	3.14
	B-11	B608-3-4W-2									2	0.3		
IV	B-12	B1008-3-2W-3	100	115.8	3	0.3	0.20	785	2-φ6.2 @100	溶接閉鎖	1.57			
	B-13	B1008-3-4W-3									2-φ6.2 @50	3.14		
	B-14	B1008-3-8W-3									4-φ6.2 @50	6.28		
	B-15	B1008-3-11W-3									4-φ6.2 @35	8.95		
	B-16	B1008-3-4W-2									2	0.40	2-φ6.2 @50	3.14
V	D-1	D613-2S-3	60	64.4	3	0.3	0.20	1275	2-φ6.2 @100	スパイラル	2.55			
	D-2	D613-4S-3									2-φ6.2 @50	5.10		
	D-3	D613-8M-3									4-φ6.2 @50	10.20		
	D-4	D613-11M-3									4-φ6.2 @35	14.54		
	D-5	D613-4S-2									2	0.40	2-φ6.2 @50	5.10
VI	D-6	D1013-2S-3	100	102.2	3	0.3	0.20	1275	2-φ6.2 @100	スパイラル	2.55			
	D-7	D1013-4S-3									2-φ6.2 @50	5.10		
	D-8	D1013-8M-3									4-φ6.2 @50	10.20		
	D-9	D1013-11M-3									4-φ6.2 @35	14.54		
	D-10	D1013-4S-3									2	0.40	2-φ6.2 @50	5.10

表2 実験結果および各せん断耐力評価式計算値(単位:kN)

シリーズ	試験体 No.	最大耐力 実験値 QEXP	各算定式の計算値						実験値/計算値			
			A法 Qsu1	B法 Qsu2	荒川min Qsu3	指針式min(Qsu, Qbu) Qsu4 Qsu Qbu			A法 Qexp/Qsu1	B法 Qexp/Qsu2	荒川min Qexp/Qsu3	指針式 Qexp/Qsu4
I	A-1	482	381	404	226	231	231	250	1.26	1.19	2.13	2.08
	A-2	383	272	347	207	171	171	265	1.41	1.11	1.85	2.25
	A-3	384	278	364	213	175	175	273	1.38	1.06	1.80	2.20
	A-4	427	411	437	243	248	248	296	1.04	0.98	1.75	1.72
	A-5	455	411	437	243	248	248	296	1.11	1.04	1.87	1.84
	A-6	566	518	584	286	374	374	378	1.09	0.97	1.98	1.51
	A-7	525	531	601	292	387	387	390	0.99	0.87	1.80	1.36
	A-8	430	350	415	242	216	216	240	1.23	1.04	1.78	2.00
II	B-1	290	164	192	162	104	104	187	1.77	1.51	1.79	2.80
	B-2	295	238	233	191	144	144	203	1.24	1.27	1.55	2.05
	B-3	397	314	314	231	226	226	263	1.27	1.26	1.72	1.76
	B-4	334	244	233	234	159	159	213	1.37	1.44	1.43	2.10
III	B-5	441	416	575	289	255	255	361	1.06	0.77	1.53	1.73
	B-6	482	296	537	270	189	189	341	1.63	0.90	1.79	2.55
	B-7	550	418	604	299	256	256	369	1.32	0.91	1.84	2.15
	B-8	613	583	738	339	391	391	475	1.05	0.83	1.81	1.57
	B-9	685	635	853	367	452	452	544	1.08	0.80	1.87	1.51
	B-10	535	418	604	299	256	256	369	1.28	0.89	1.79	2.09
B-11	705	441	624	390	289	289	393	1.60	1.13	1.81	2.44	
IV	B-12	672	420	914	397	276	276	501	1.60	0.73	1.69	2.44
	B-13	764	545	983	426	344	344	539	1.40	0.78	1.79	2.22
	B-14	911	794	1120	467	482	482	680	1.15	0.81	1.95	1.89
	B-15	993	942	1238	494	599	599	773	1.05	0.80	2.01	1.66
	B-16	916	622	1037	575	415	415	590	1.47	0.88	1.59	2.20
V	D-1	485	371	579	289	231	231	342	1.31	0.84	1.68	2.11
	D-2	511	543	687	326	339	339	370	0.94	0.74	1.57	1.51
	D-3	668	644	903	377	452	452	475	1.04	0.74	1.77	1.48
	D-4	708	646	1089	412	452	452	544	1.10	0.65	1.72	1.57
	D-5	629	543	693	417	358	358	393	1.16	0.91	1.51	1.76
VI	D-6	729	457	854	381	291	291	459	1.59	0.85	1.91	2.50
	D-7	789	654	963	418	399	399	494	1.21	0.82	1.89	1.98
	D-8	926	891	1179	470	616	616	627	1.04	0.79	1.97	1.51
	D-9	1057	958	1364	504	676	676	714	1.10	0.77	2.10	1.56
	D-10	891	681	994	552	446	446	537	1.31	0.90	1.62	2.00

類、せん断補強筋比  $p_w$  は 0.20 ~ 1.14%，せん断補強筋引張降伏点強度  $\sigma_{wy}$  は 295, 785, 1275N/mm<sup>2</sup> 級の 3 種類である。共通因子としては柱断面  $b \times D=30\text{cm} \times 30\text{cm}$ ，主筋量 16-D16 (SD685 相当) とした。なお、帯筋の定着方法は I シリーズについてはフック付閉鎖と溶接閉鎖の 2 種類を選択している。II ~ IV シリーズの帯筋については 785N/mm<sup>2</sup> 級を溶接閉鎖で使用した。V および VI シリーズでは 1275N/mm<sup>2</sup> 級の細径異形 PC 鋼棒を使用し、外周のみの試験体はスパイラルとし、中子筋を含んだ試験体は外周筋と中子筋を一筆書きに曲げ加工したマルチタイプとした。

### 3. 既往の終局せん断耐力の検討

終局せん断耐力は、コンクリート基・基準における終局せん断耐力式の中から塑性理論に基づいて構築された理論式である文献 [4] にしめされる学会式 A 法および B 法，日本建築センターの評定を取得した実用設計式である文献 [5] [6] に示される荒川 min 式 [7] [8] および破壊モードを考慮している指針式で比較を行なう。なお、指針式ではせん断耐力および付着割裂耐力のどちらか小さい方を終局せん断耐力としている。

図 1 および表 2 に実験値と各評価式による計算値の関係をそれぞれ示す。A 法では実験値 / 計算値 (以下、余裕度と略記) が平均 1.25，標準偏差は 0.21 で、0.94 ~ 1.77 の範囲にあり、概ね安全側に評価できている。予測精度としては補強筋比および柱長さ比が小さい場合に過小評価を与える傾向がある。B 法では余裕度が平均 0.93，標準偏差は 0.20 で、0.65 ~ 1.51 の範囲にあり、コンクリート強度が高くなるほど、柱長さ比が小さい場合に危険側になり過大評価を与える式となっている。荒川 min 式では余裕度が平均 1.77，標準偏差は 0.15 で、1.43 ~ 2.10 の範囲にあり、過小評価しているが、設計式としては安全側の評価を与える式となっている。なお、コンクリート強度が 60, 100N/mm<sup>2</sup> 級と高くなるほど余裕度が高くなる傾向がある。指針式では余裕度が平均 1.94，標準偏差は 0.37 で、1.36 ~ 2.80 の範囲にあり、全ての実験値に対して過小評価している。荒川 min 式同様、設計式としては安全側の評価を与える式となっている。また、A 法同様に補強筋比が小さい場合に過小評価を与える傾向がある。なお、補強筋比が大きい (0.80, 1.14%) の試験体では最終的に

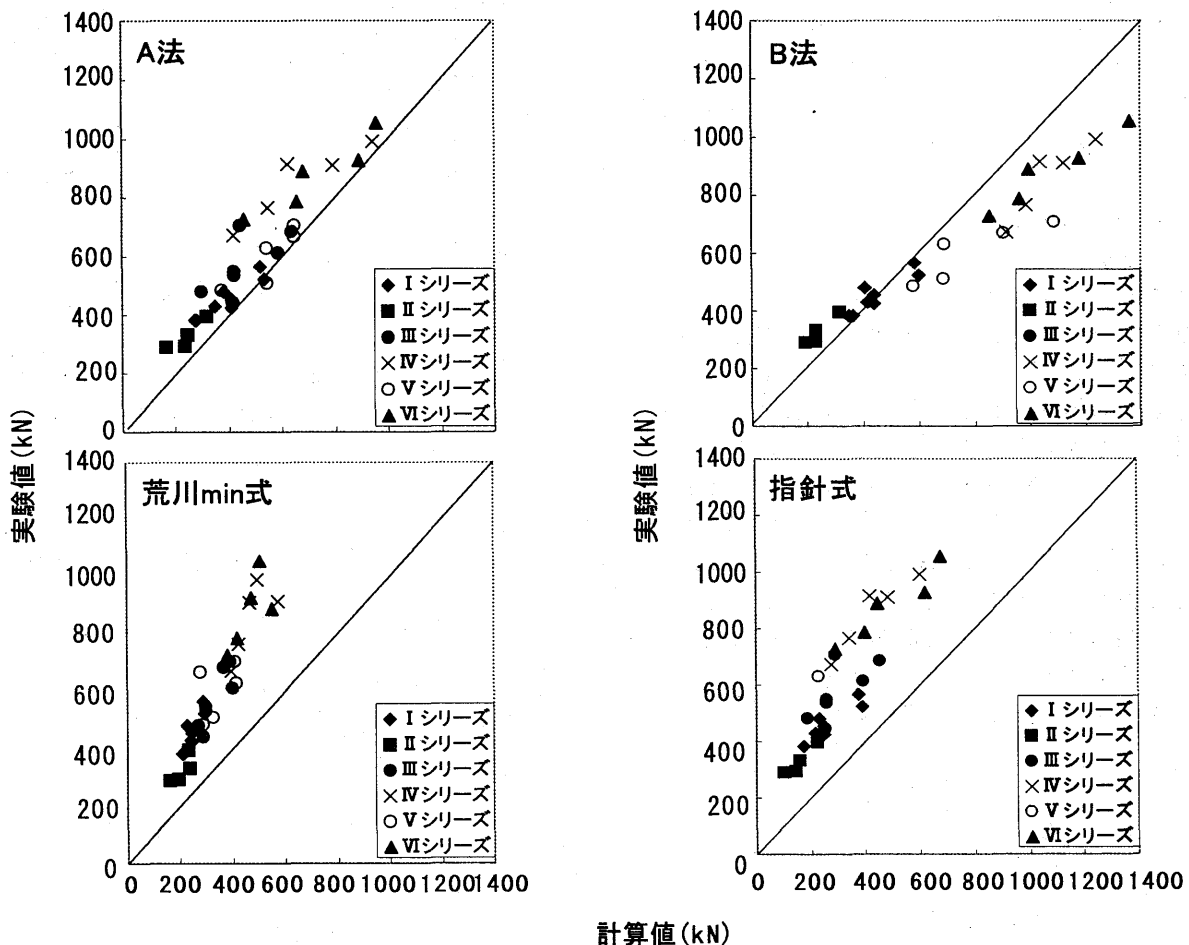


図 1 実験値と各評価式による計算値の関係

付着割裂ひび割れを生じたにも拘わらず、計算結果による破壊モードの判定がせん断破壊となっている。したがって、高強度材料を組み合わせた場合、破壊モードを含む予測精度を上げるための検討が必要である。また、補強筋量( $p_w \cdot \sigma_{wy}$ )による各評価式の余裕度には顕著な差は認められなかった。

#### 4. 終局せん断耐力の検討

今までの理論や提案式では、コンクリート強度の有効係数 $\nu_c$ およびせん断補強筋の有効係数 $\nu_s$ がコンクリート圧縮強度 $\sigma_B$ およびせん断補強筋 $\sigma_{wy}$ それぞれのみに関係する係数として検討<sup>[9-11]</sup>している。一方、表1の実験結果や筆者らの研究から、高強度せん断補強筋の補強効果がコンクリートの横拘束量等に影響を与え、コンクリートを高強度にすることによって、せん断補強筋の補強効果がより有効に使用できると考えた。そこで、筆者らは、コンクリート強度の有効係数 $\nu_c$ およびせん断補強筋の有効係数 $\nu_s$ がコンクリート圧縮強度 $\sigma_B$ 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、さらにコンクリート圧縮強度の有効係数 $\nu_c$ にもせん断補強筋量 $p_w \cdot \sigma_{wy}$ が影響を与え、かつ、せん断補強筋の有効係数 $\nu_s$ にはコンクリート圧縮強度 $\sigma_B$ も影響すると考え、コンクリート強度とせん断補強筋量の因子を含んだ、コンクリート圧縮強度の有効係数 $\nu_c$ とせん断補強筋の有効係数 $\nu_s$ は、(1)式で表し、

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

(1)式2変数について検討した。

検討方法は、コンクリート圧縮強度 $\sigma_B$ およびせん断補強筋量 $p_w \cdot \sigma_{wy}$ それぞれについて重回帰分析で検討する。ただし、コンクリート圧縮強度 $\sigma_B$ の影響とせん断補強筋量 $p_w \cdot \sigma_{wy}$ の影響についてはそれぞれ補正係数を検討するためには、コンクリート圧縮強度 $\sigma_B$ とせん断補強筋量 $p_w \cdot \sigma_{wy}$ 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、分離可能な文献[1]の(2)式を用いて検討した。なお、表1で用いたほとんどの試験体は、軸力に対してせん断強度が一定になる領域で決まる範囲で行っており、検証する実験データには(2)式の区間で決まる範囲の試験体を用いている。

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

ここに、 $\delta = (1-2 \cdot \psi) / 2$

$$\eta = L/D$$

$$\psi = p_w \cdot \sigma_{wy} / F_c$$

$$d_1 = d/D$$

上記の(2)式を無次元化して、表すと次式で与えられる。

$$\frac{Q_u}{bD\sigma_B} = \frac{1}{2} \left( 1 - 2 \frac{p_w \cdot \sigma_{wy}}{\sigma_B} \right) \cdot (\sqrt{1+\eta^2} - \eta) + \frac{p_w \cdot \sigma_{wy}}{\sigma_B} \cdot d_1 \quad (3)$$

コンクリート圧縮強度 $\sigma_B$ の影響とせん断補強筋量 $p_w \cdot \sigma_{wy}$ の影響についてそれぞれ補正係数を検討するために(3)式をコンクリート圧縮強度 $\sigma_B$ とせん断補強筋量 $p_w \cdot \sigma_{wy}$ の2項に分離することによりそれぞれ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。

$$Q_u = \frac{1}{2} \sigma_B \cdot (\sqrt{1+\eta^2} - \eta) \cdot b \cdot D + p_w \cdot \sigma_{wy} \left\{ d_1 - (\sqrt{1+\eta^2} - \eta) \right\} \cdot b \cdot D \quad (4)$$

(4)式を(5)式のように表し、 $Q_u$ 、 $cQ_u$ 、 $rQ_u$ について重回帰分析<sup>[12]</sup>を行う。コンクリート強度を変数にした場合のコンクリート係数 $\nu_c$ を $\nu_{c1}$ で表し、せん断補強筋量を変数にした場合の $\nu_c$ を $\nu_{c2}$ で表している。また、コンクリート強度を変数にした場合のせん断補強筋係数 $\nu_s$ を $\nu_{s1}$ で表し、せん断補強筋量を変数にした場合を $\nu_{s2}$ で表している。

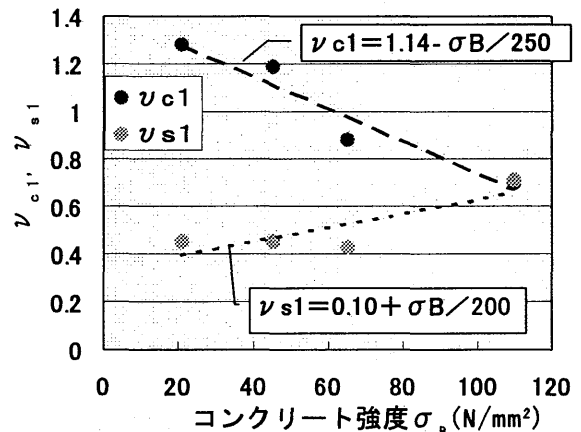


図2  $\nu_{c1}$  および  $\nu_{s1}$  と  $\sigma_B$  の関係

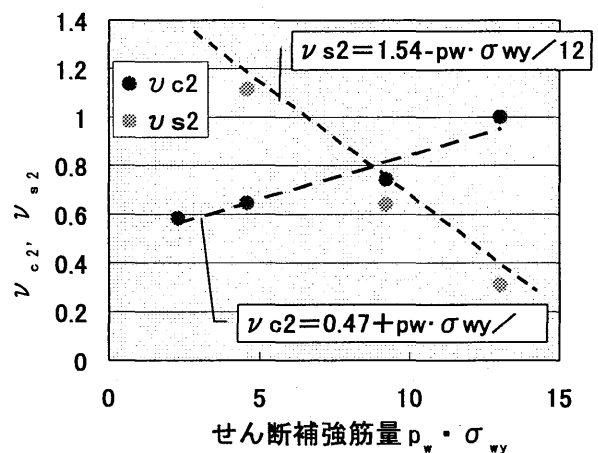


図3  $\nu_{c2}$  および  $\nu_{s2}$  と  $p_w \cdot \sigma_{wy}$  の関係

$$Q_u = v_c \cdot c Q + v_s \cdot r Q \quad (5)$$

$$\text{ここに, } c Q = \frac{1}{2} \sigma_B \cdot (\sqrt{1 + \eta^2} - \eta) \cdot b \cdot D$$

$$r Q = p_w \cdot \sigma_{wy} \left\{ d_1 - (\sqrt{1 + \eta^2} - \eta) \right\} \cdot b \cdot D$$

図2および図3にコンクリート圧縮強度 $\sigma_B$ 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それぞれ示す。コンクリート圧縮強度 $\sigma_B$ についてみると、コンクリート強度が大きくなるほどコンクリート係数 $v_{c1}$ は小さくなる傾向になっており、せん断補強筋係数 $v_{s1}$ は大きくなる傾向がある。せん断補強筋量 $p_w \cdot \sigma_{wy}$ についてみると、せん断補強筋量が大きくなるとコンクリート係数 $v_{c2}$ は大きくなる傾向になっており、逆にせん断補強筋係数 $v_{s2}$ は下がる傾向になっている。このことから、コンクリート圧縮強度 $\sigma_B$ が強くなるとコンクリート強度係数は小さく評価し、せん断補強筋強度係数は大きく評価できることがわかる。一方、せん断補強筋量 $p_w \cdot \sigma_{wy}$ が増えるとコンクリート強度係数は大きく評価でき、逆にせん断補強筋係数 $v_{s2}$ は小さく評価することになる。分析結果から、コンクリート圧縮強度 $\sigma_B$ およびせん断補強筋量 $p_w \cdot \sigma_{wy}$ が互いに

からみ合うことがわかり、最適のからみ合いを求めするために、図2のコンクリート圧縮強度 $\sigma_B$ の重回帰分析結果を $v_{c1}$ および $v_{s1}$ について、それぞれ直線式に回帰すると(6)式および(7)式で与えられる。

$$v_{c1} = 1.14 - \sigma_B / 250 \quad (6)$$

$$v_{s1} = 0.10 + \sigma_B / 200 \quad (7)$$

せん断補強筋量 $p_w \cdot \sigma_{wy}$ について重回帰分析結果を $v_{c2}$ および $v_{s2}$ それぞれ直線式に回帰した値として(8)式および(9)式で与えられる。

$$v_{c2} = 0.47 + p_w \cdot \sigma_{wy} / 27 \quad (8)$$

$$v_{s2} = 1.54 - p_w \cdot \sigma_{wy} / 12 \quad (9)$$

$v_{c1}$ および $v_{c2}$ と $v_{s1}$ および $v_{s2}$ の影響がほぼ1/2と考えてその相関の平均をとって表すと、 $v_c$ および $v_s$ は(10)式および(11)式で与えられる。

$$v_c = 0.80 - \sigma_B / 500 + p_w \cdot \sigma_{wy} / 54 \quad (10)$$

$$v_s = 0.80 + \sigma_B / 400 - p_w \cdot \sigma_{wy} / 24 \quad (11)$$

図4に(10)式および(11)式から求めた $v_c$ および $v_s$ を、それぞれ $p_w \cdot \sigma_{wy}$ と $\sigma_B$ の関係を示す。コンクリート強度の有効係数 $v_c$ は、 $p_w \cdot \sigma_{wy}$ が大きいほど、 $\sigma_B$

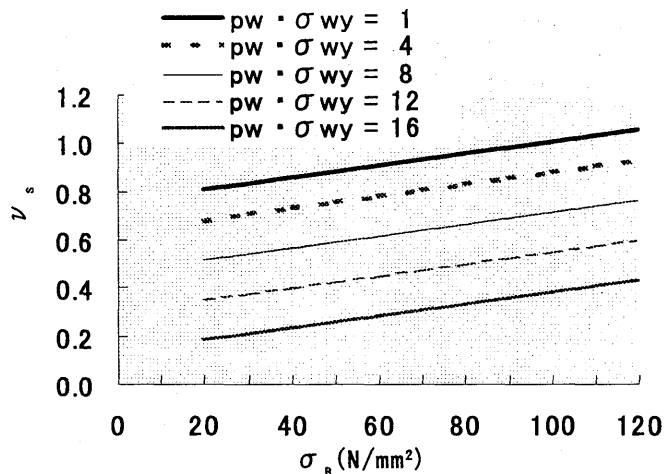
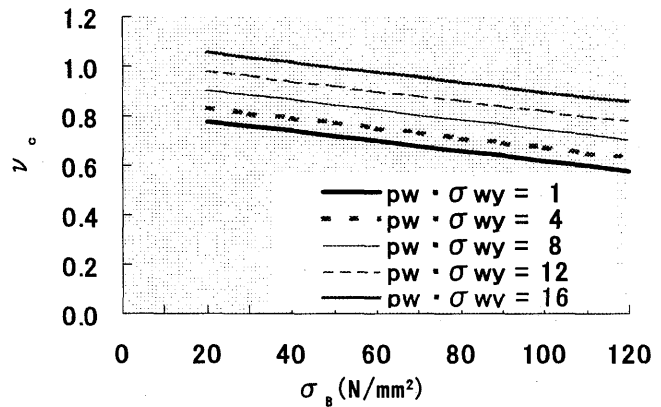
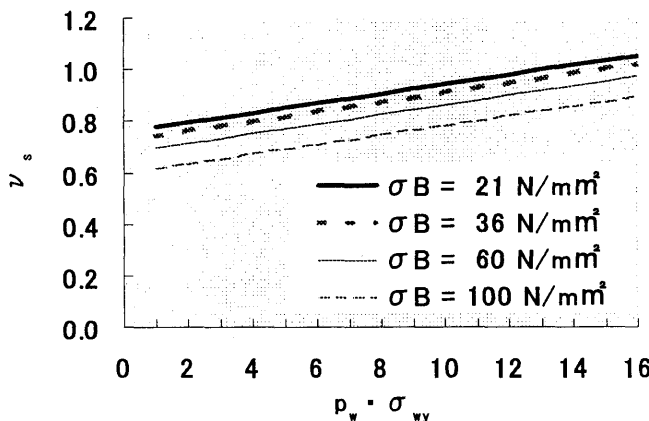
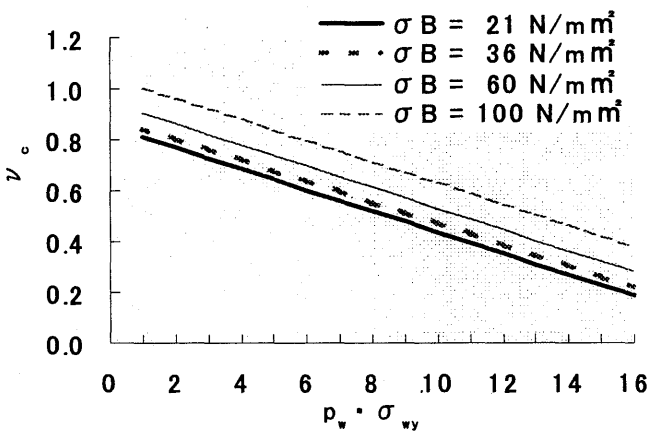


図4  $v_c$ ,  $v_s$ と $p_w \cdot \sigma_{wy}$ および $\sigma_B$ の関係

が低いほど1.0に近づく傾向を示している。せん断補強筋の有効係数 $\nu_s$ は $p_w \cdot \sigma_{wy}$ が小さいほど、コンクリート強度が高いほど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、コンクリート強度の有効係数 $\nu_c$ 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わかる。せん断補強筋の有効係数 $\nu_s$ は、 $p_w \cdot \sigma_{wy}$ が増大すると小さくなるが、コンクリート強度 $\sigma_B$ が大きくなると、せん断補強筋に対する効果が増すことが示された。

### 5. せん断強度式の適合性

前述で提案したコンクリート強度の有効係数 $\nu_c$ およびせん断補強筋の有効係数 $\nu_s$ を用い、若林・

南式の中のコンクリート強度 $F_c$ を $\nu_c \cdot \sigma_B$ に、せん断補強筋量 $p_w \cdot \sigma_{wy}$ を $\nu_s \cdot p_w \cdot \sigma_{wy}$ に修正して評価する。図5に提案した鉄筋コンクリート部材のせん断抵抗機構を示す。なお、本報で提案した補正係数を用いた場合の若林・南理論から得られた鉄筋コンクリート部材のn-q方程式を提案式と呼ぶこととする。

図6に提案式および若林・南式によるせん断耐力計算値と表1の実験値との比較を示す。なお、比較のために有次元化した若林・南理論から求めた計算値と本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は実験値に対して

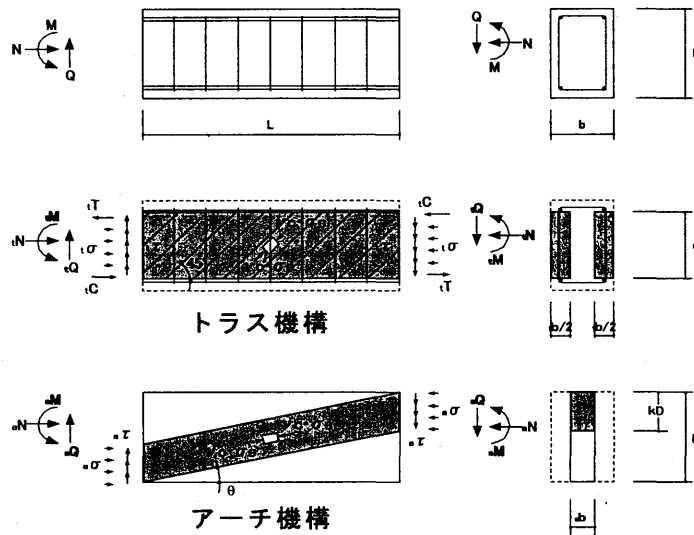


図5 提案したRC部材のせん断抵抗機構

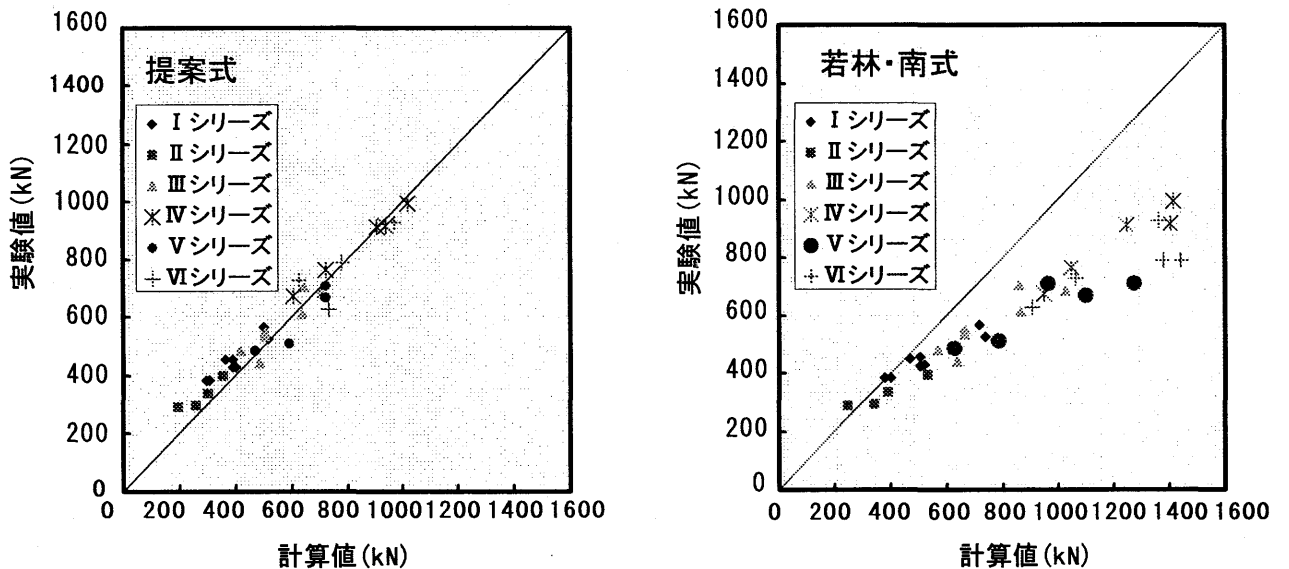


図6 提案式および若林・南式と実験値の関係

ほぼ推定できることを示している。表3に補正したトラス・アーチ機構の計算値と実験値を示す。図7は、表1の全試験体34体に対する実験値と理論値の比較検討結果を示す。●印は最大強度に関する実験値を表わし、棒グラフにはそれぞれトラス機構およびアーチ機構による強度をそれぞれ表わしている。この解析結果に見られるように、表1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わかる。計算値と実験値の対応には若干のばらつき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8(a)および(b)にコンクリート強度 $100 \text{ N/mm}^2$ と用いたせん断補強筋強度 $785$ および $1275 \text{ N/mm}^2$ を組み合わせた試験体の $N-Q$ 相関曲線を示している。同図に、正荷重の最大強度に関する実験値が計算結果のカーブ印と対応した印であわせて図示されている。これら $N-Q$ 相関曲線より、実験値と理論値の対応は概ね評価できている。

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梁部材も含めた文献[13]～[16]および筆者らの既往の実験データを表1に含め、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。

- ①コンクリート強度 $\sigma_B: 21 \sim 120 \text{ N/mm}^2$
- ②せん断補強筋強度 $\sigma_{wy}: 295 \sim 1275 \text{ N/mm}^2$
- ③付着破壊によって最大耐力が決定されていない。
- ④軸力 $n=N/bD$   $\sigma_B: n=0 \sim 0.5$
- ⑤曲げ降伏によって最大耐力が決定されていない。

図9(a)および(b)に提案式のせん断耐力予測精度の検証結果を示す。(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せん断強度計算値を表し、黒ぬり印は表1の研究の実験データを示している。また、(b)は計算値に対する実験値の比率(実験値/提案式計算値)の頻度分布図を示したものであり、図中のハッチ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 $\sigma$ は $0.12$ であり極めて良好である。

図10(a)および(b)に提案式による既往の研究<sup>[14,15]</sup>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が●印△印であわせて図示されている。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梁部材について、提案式計算値と実験値との関係を表している。軸力が零(梁の場合)も含め、軸力が小さい部材に対しても概ね精度良く評価できている。

表3 補正したトラス・アーチ機構の計算値と実験値

シリーズ	試験体 No.	(10)式 $v_c$	(11)式 $v_s$	アーチ機構 $sQ_{su}$ (KN)	トラス機構 $tQ_{su}$ (KN)	計算値 $Q_{su}$ (KN)	実験値(正) $Q_{exp}$ (KN)	実験値/計算値
I	A-1	0.79	0.75	216	147	362	452	1.25
	A-2	0.76	0.82	208	87	295	383	1.30
	A-3	0.75	0.82	219	88	307	384	1.25
	A-4	0.79	0.74	229	159	388	427	1.10
	A-5	0.79	0.74	229	159	388	455	1.17
	A-6	0.86	0.59	250	250	500	566	1.13
	A-7	0.85	0.59	263	253	516	527	1.02
	A-8	0.78	0.75	242	160	402	431	1.07
II	B-1	0.79	0.78	119	75	194	290	1.50
	B-2	0.82	0.71	124	136	260	295	1.14
	B-3	0.88	0.57	133	218	351	397	1.13
	B-4	0.82	0.71	180	120	301	334	1.11
III	B-5	0.74	0.81	327	158	485	441	0.91
	B-6	0.70	0.89	329	87	416	482	1.16
	B-7	0.73	0.82	344	160	504	550	1.09
	B-8	0.80	0.67	375	264	638	613	0.96
	B-9	0.85	0.55	400	307	708	685	0.97
	B-10	0.73	0.82	344	160	504	535	1.06
	B-11	0.73	0.82	501	142	643	705	1.10
IV	B-12	0.60	0.99	505	102	607	672	1.11
	B-13	0.63	0.95	532	189	722	764	1.06
	B-14	0.70	0.80	588	320	908	911	1.00
	B-15	0.75	0.67	635	384	1019	993	0.97
V	B-16	0.63	0.95	775	167	942	916	0.97
	D-1	0.72	0.85	339	134	473	485	1.03
	D-2	0.77	0.73	363	230	594	511	0.86
	D-3	0.88	0.50	412	314	726	669	0.92
	D-4	0.96	0.30	454	269	722	710	0.98
VI	D-5	0.77	0.73	529	204	722	710	0.86
	D-6	0.64	0.94	480	149	732	629	1.16
	D-7	0.70	0.83	519	261	629	729	1.01
	D-8	0.80	0.59	596	374	780	789	0.95
	D-9	0.89	0.40	662	355	780	789	0.95
	D-10	0.70	0.83	755	231	971	927	0.91

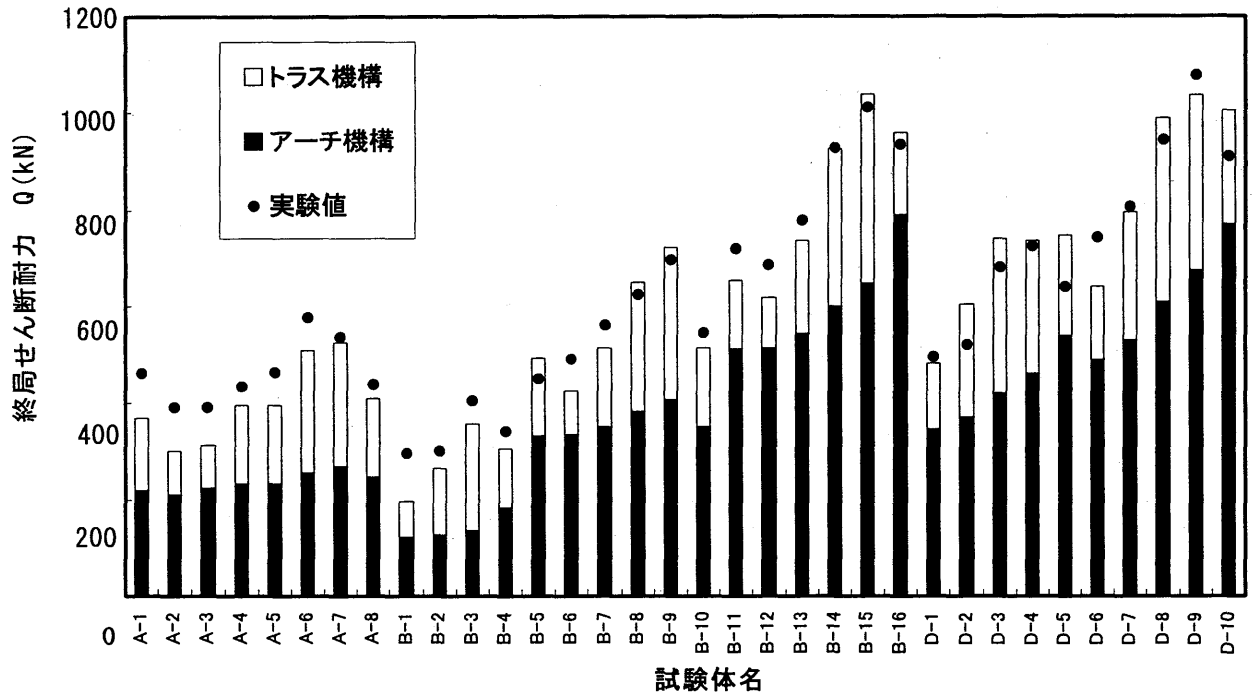


図7 各試験体のアーチ・トラス機構

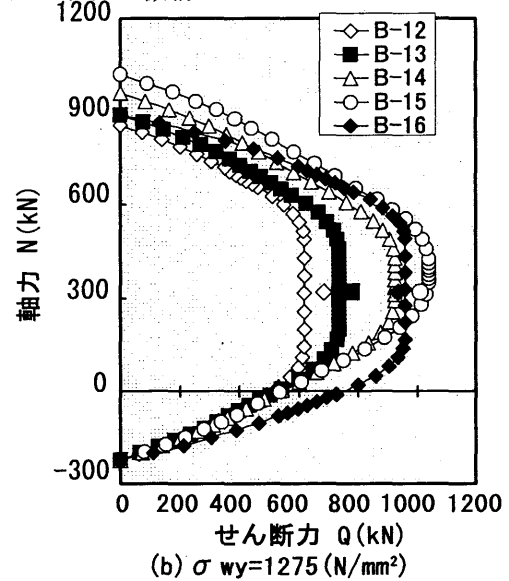
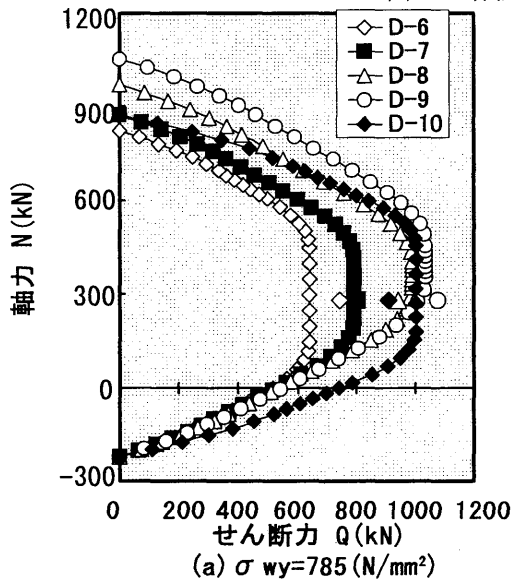


図8 N-Q 相関関係

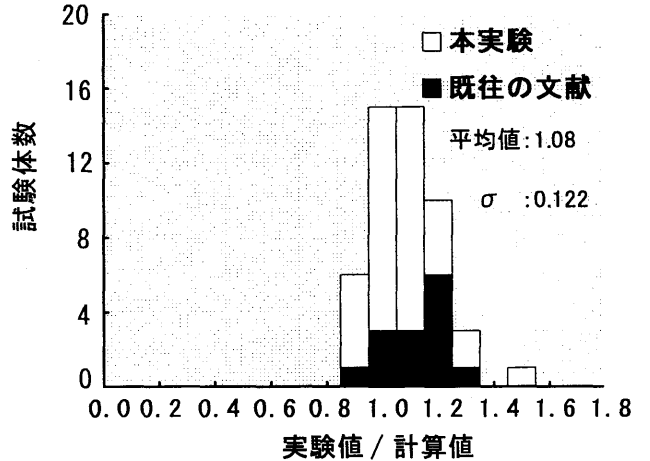
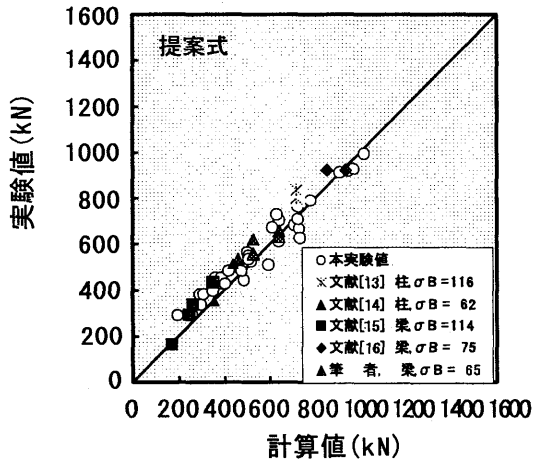


図9 提案式のせん断耐力予測精度



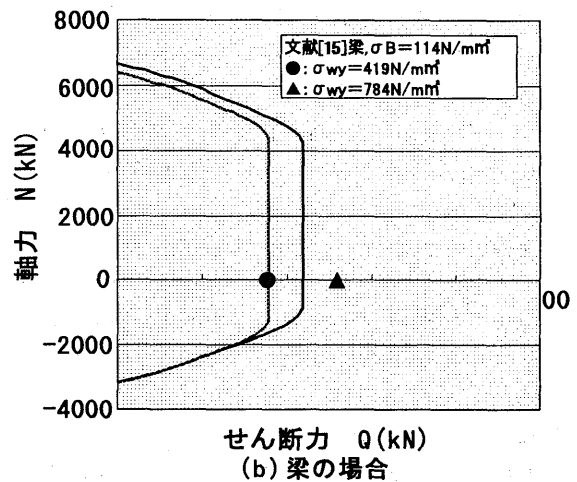
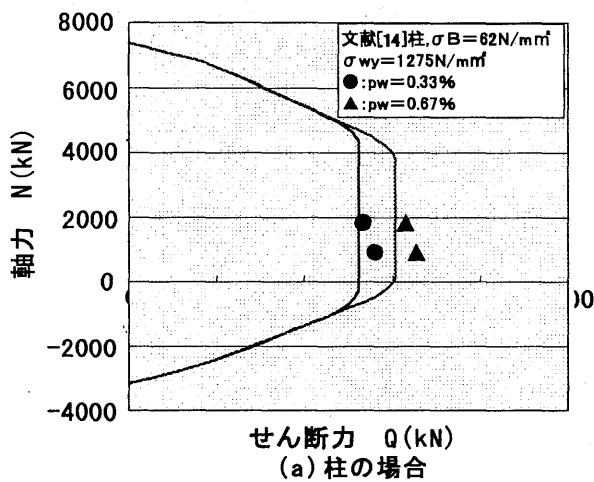


図10 M-Q 相関曲線

## 6. まとめ

本研究は、高強度せん断補強筋（降伏点強度  $\sigma_{wy} = 785 \sim 1275 \text{ N/mm}^2$ ）および普通コンクリートから超高強度コンクリート（設計基準強度  $F_c = 21 \sim 100 \text{ N/mm}^2$ ）を用いた鉄筋コンクリート柱のせん断破壊性状および終局せん断耐力について検討した。これらより、以下の知見が得られた。

- (1) 既往のせん断耐力評価式であるA法では補強筋比および柱長さ比が小さくなると過小評価を与える傾向があり、概ね安全側の評価を与える。B法ではコンクリート強度が高くなるほど過大評価する傾向があり、高強度コンクリートを用いた場合には危険側の評価を与える。また、荒川 min 式および指針式では、過小評価しているが高い安全側の評価を与える式となっており、実用的な設計式としては評価できる。しかしながら、余裕度のばらつきを考えると、指針式より荒川 min 式が優れており、指針式では更に予測精度を上げるために、破壊モードを考慮した、解析を含む今後の検討が課題である。
- (2) 筆者は、コンクリート強度の有効係数  $\nu_c$  およびせん断補強筋の有効係数  $\nu_s$  が、コンクリート圧縮強度  $\sigma_B$  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、さらにコンクリート圧縮強度の有効係数  $\nu_c$  にもせん断補強筋筋量  $p_w \cdot \sigma_{wy}$  が影響を与え、かつ、せん断補強筋の有効係数  $\nu_s$  にはコンクリート圧縮強度  $\sigma_B$  も影響することを提案した。
- (3) 実験結果から統計的手法で解析した結果、コンクリート強度とせん断補強筋量の因子を含んだ、コンクリート圧縮強度の有効係数  $\nu_c$  (10) 式とせん断補強筋の有効係数  $\nu_s$  (11) 式を算出した。
- (4) 高強度材料を用いた場合の鉄筋コンクリート柱

のせん断強度は、提案式から求めた終局せん断耐力は実験値に対してほぼ推定できることを示している。対象とした試験体全般に対する実験値と提案式から求めた計算値との比の平均値は 1.06、標準偏差は 0.13 であり、極めて良好である。

- (5) 提案された終局せん断強度式は、はり部材も含め既往の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強度の予測に対しても良好の適合性を示すことを確認している。梁部材も含め既往の研究に対する実験値と提案式から求めた計算値との比の平均値は 1.08、標準偏差は 0.12 であり、極めて良好である。
- (6) 提案したせん断耐力式の中に含まれているコンクリート圧縮強度の有効係数  $\nu_c$  とせん断補強筋の有効係数  $\nu_s$  はいずれも実験結果に基づくものであり、本論では  $\nu_c$  や  $\nu_s$  に対する解析的、かつせん断耐力機構に関連付けた  $\nu_c$  や  $\nu_s$  の持つ物理的な説明の検討が今後の課題である。

## 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, 第24号B-1, pp. 245-277, 1981.4
- [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, C-2 構造IV, 1999.9, PP843-844
- [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, 1999.6, Vol. 21, No. 3, PP397-402
- [4] 日本建築学会: 鉄筋コンクリート造建物の終局強度型耐震設計指針・同解説, 1990.11
- [5] 川鉄テクノワイヤ(株): 高強度せん断補強筋「リバーボン1275」を用いた鉄筋コンクリート部

- 材の設計施行指針・同解説、日本建築センター  
 評定, BCJ-C1343 (追3), 1998.9
- [6] 川鉄テクノワイヤ㈱: 高強度せん断補強筋「リ  
 バーボン785」を用いた鉄筋コンクリート部材  
 の設計施行指針・同解説, 日本建築センター  
 評定, BCJ-C2027 (変-1), 2000.5
- [7] 磯雅人・松崎育弘・渡辺英義: 鉄筋コンクリ  
 ート梁部材におけるせん断補強筋の補強効果に  
 関する実験研究 (その2 補強法の定量化), 日  
 本建築学会大会学術講演梗概集, pp.277-278,  
 1991.9
- [8] 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, Vol.14, No.2, pp.185-  
 190, 1992.6
- [9] 磯雅人・松崎育弘・渡辺英義: 鉄筋コンクリ  
 ート梁部材におけるせん断補強筋の補強効果に  
 関する実験研究 (その2 補強法の定量化), 日  
 本建築学会大会学術講演梗概集, pp.277-278,  
 1991.9
- [10] 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, Vol.14, No.2, pp.185-  
 190, 1992.6
- [11] 桑田裕次・南宏一: 60MPa級高強度コンクリ  
 ート鉄筋  
 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, Vol.14, No.2pp.185-190, 1992.6
- [12] 東京大学出版会: 基礎統計学Ⅲ 自然科学の統  
 計学 東京大学教養学部統計学教室編, (財)東  
 京大学出版会, 2001.2
- [13] 中江晃彦, 倉本 洋, 南 宏一: 1200kg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, pp.357-362, 1990.6
- [14] 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), pp.635-636, 1992.8
- [15] 榎本浩之, 慶 祐一, 柿田芳久, 渡辺史夫, 六  
 車 照: 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), pp.287-288,  
 1990.10
- [16] 慶 祐一, 榎本浩之, 渡辺史夫, 六車 照: 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), pp.269-270, 1991.9