

# コンクリート圧縮強度 130MPa までを対象とした 腹鉄筋のない RC はりのせん断強度式

鈴木基行<sup>1</sup>・秋山充良<sup>2</sup>・王衛倫<sup>3</sup>・佐藤成禎<sup>4</sup>・前田直己<sup>5</sup>・藤澤豊<sup>6</sup>

<sup>1</sup>フェロー会員 工博 東北大学教授 大学院工学研究科土木工学専攻 (〒980-8579 宮城県仙台市青葉区荒巻字青葉 06)

<sup>2</sup>正会員 博(工) 東北大学講師 大学院工学研究科土木工学専攻 (〒980-8579 宮城県仙台市青葉区荒巻字青葉 06)

<sup>3</sup>学生会員 工修 東北大学 大学院工学研究科土木工学専攻 (〒980-8579 宮城県仙台市青葉区荒巻字青葉 06)

<sup>4</sup>正会員 工修 オリエンタル建設(株) 東京支店技術部 (〒164-0012 東京都中野区本町 1-32-2)

<sup>5</sup>正会員 前田製管(株) 取締役会長 (〒998-8611 山形県酒田市上本町 6-7)

<sup>6</sup>(株)伊藤製鐵所 常務取締役 (〒132-0035 東京都江戸川区平井 5-14-11)

圧縮強度 130MPa までの高強度コンクリートを用いた腹鉄筋のない RC はりのせん断実験を行った。斜め引張破壊する高強度 RC はりでは、コンクリート圧縮強度の増加に対し、そのせん断強度が一定値に収束すること、および寸法効果の影響が普通強度 RC はりよりも大きくなること、などが確認され、既往のせん断強度式は高強度 RC はりのせん断強度を過大評価した。一方、せん断圧縮破壊する高強度 RC はりでは、既往のせん断強度式により、各変動因子のせん断強度に与える影響を偏りなく評価できることを示した。本研究では、既往の高強度 RC はりのせん断実験結果も収集し、斜め引張破壊およびせん断圧縮破壊する高強度 RC はりのせん断強度式の提示、さらには、両算定式の精度を考慮し、高強度 RC はりの設計せん断強度の評価に用いる部材係数も提案する。

**Key Words :** high-strength concrete, reinforced concrete beams without stirrup, shear strength

## 1. はじめに

近年、高強度コンクリートおよび高強度鉄筋の研究・開発が進み、材料強度として、コンクリートの場合、シリカフェームなどの混和材料の使用により圧縮強度が 100MPa を超えるもの、また鉄筋の場合、500~1000 MPa におよぶ降伏強度や引張強度を有する高強度鉄筋の製造が可能となった<sup>1),2)</sup>。鉄筋コンクリート (RC) 部材にこれら高強度材料を使用することは、施工の合理化、省力化が図れるばかりでなく、利用空間の増加などが期待でき極めて魅力的である。

しかしながら、普通強度材料を用いた RC 部材 (以下、普通強度 RC 部材) に比べ、このような高強度材料を用いた RC 部材 (以下、高強度 RC 部材) を対象とした実験的、解析的研究は乏しく、その力学的特性に関し、未解明な部分が多い。そのため、高強度 RC 部材の実用化を図るに際し、普通強度 RC 部材を対象とした各設計規準で採用されている耐力や変形性能などの評価手法、およびその設計過程で用いる部材係数などの高強度 RC 部材への適用性を検証し、適宜修正する必要がある。

こうした観点から、著者らはまず、腹鉄筋のない高強度 RC はりのせん断挙動に着目し、コンクリート圧縮強度、せん断スパン比、有効高さ、および引張鉄筋

比を変動因子としたせん断実験を行ってきた<sup>3)~5)</sup>。他の研究機関においても、同種の実験が精力的に行われており<sup>6)~16)</sup>、これらの成果として、特に斜め引張破壊する高強度 RC はりでは、普通強度 RC はりに比べ、コンクリート圧縮強度の増加によるせん断耐力の上昇が小さくなること、寸法効果の影響がより大きくなること、などが報告されている。このため、主に圧縮強度が 40MPa 以下の普通強度 RC はりから回帰された二羽<sup>17)</sup>のせん断強度式 (以下、二羽式) を高強度 RC はりに適用すると、危険側の評価を与える結果となる。斜め引張破壊する高強度 RC はりにおいて、圧縮強度の増加に対するせん断強度の頭打ちの傾向に対し、平成 8 年制定のコンクリート標準示方書<sup>18)</sup>では、設計基準強度  $f'_{ck}$  が 60MPa 以上のコンクリートに対する材料係数  $\gamma_c$  を 1.5 とし、コンクリート圧縮強度がはりのせん断強度に与える影響を考慮する項 ( $f'_{vcd}=0.20 \sqrt[3]{f'_{ck}/\gamma_c}$ ) に上限値 (0.72) を設けることで対処している。さらに、近年行われた高強度 RC はりのせん断実験結果を反映し、2002 年制定の同示方書<sup>19)</sup>では、 $f'_{ck}$  が 60MPa 以上でも、 $\gamma_c$  を 1.3 とし、 $f'_{vcd}$  の上限値 (0.72) を設けておけば、そのせん断強度を安全側に評価できるとしている。しかしながら、例えば、二羽式が 265 体のせん断実験結果を

基に導かれているのに比べ、高強度 RC はりを対象に提案されてきたせん断強度式は、十分な実験データを基に評価されているとは言えず、特に、せん断圧縮破壊する RC はりを対象とした既往のせん断強度式の高強度 RC はりへの適用性、斜め引張破壊とせん断圧縮破壊の破壊モードの遷移帯となるせん断スパン比、および高強度 RC はりのせん断強度式に用いる部材係数、などが検討されていない。

そこで本研究では、まず、著者らが行ってきた一連の腹鉄筋のない高強度 RC はりのせん断実験<sup>3)~5)</sup>に対し、着目した変動因子毎にそのせん断特性を考察する上で不足する実験データを補う目的で 14 体の追加のせん断実験を行った。また、これら実験結果に加え、既往の国内外の実験結果を収集し、斜め引張破壊およびせん断圧縮破壊を生じる高強度 RC はりのせん断強度式を回帰分析を基に提示し、その算定式の実験結果に対する精度から、高強度 RC はりの設計せん断強度の評価に用いる部材係数も提案する。

なお、コンクリートの圧縮強度に関する呼称は、圧縮強度 40MPa から 80MPa までを高強度コンクリート、80MPa 以上を超高強度コンクリートとする定義が示されているが<sup>20)</sup>、本研究では、コンクリート圧縮強度が約 60MPa から 130MPa までの RC はりのせん断強度式をコンクリート圧縮強度による分類を行うことなく提示している。そこで本研究では、コンクリート圧縮強度 60MPa 以上を全て高強度コンクリートと称する。

## 2. 実験概要

### (1) 供試体諸元

図-1に配筋の概要および載荷状況を、また表-1には、供試体諸元の一覧を示した。本論文で新たに提示する実験結果を含め、著者らのせん断実験<sup>3)~5)</sup>では、図-1に示されるように、試験体の片側のスパン(試験区間)でせん断破壊が生じるように、他方(補強区間)を十分にせん断補強している。さらに、全供試体とも、断面幅は 0.2m、支点からはり端部までの張り出し長さは 0.2m、また引張鉄筋の中心位置から引張縁までの距離は 0.05m とし、その位置に 3 本の異形鉄筋を配筋している。供試体の支点部は、両端ともに鋼製ローラーを設置し、支点部の拘束による水平反力が発生しないようにした。

変動因子は、コンクリート圧縮強度  $f'_c$ 、有効高さ  $d$ 、せん断スパン比  $a/d$ 、引張鉄筋比  $p_w$  とし、それぞれ  $f'_c$ : 38MPa~128MPa,  $d$ : 0.15, 0.35, 0.55, 0.60, 0.65m,  $a/d$ : 2.0, 2.5, 3.0, 4.0,  $p_w$ : 0.54%~2.17% の範囲である。なお、表-1の供試体番号は、順にコンクリート圧縮強度(L: 40MPa 未満, N: 40~80MPa, M: 80~100MPa, H: 100~120MPa, U: 120MPa 以上)、有効高さ(S:

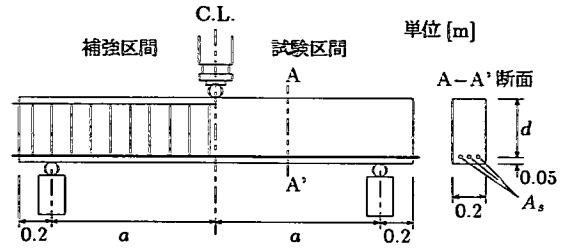


図-1 供試体形状および載荷模式図

0.15m, M: 0.35m, L: 0.55, 0.60, 0.65m), せん断スパン比 (20 : 2.0, 25 : 2.5, 30 : 3.0, 40 : 4.0), 引張鉄筋比 (A: 0.54%, B: 0.85, 0.89%, C: 1.06%, D: 1.23, 1.27, 1.38%, E: 2.17%) をそれぞれ表している。なお、一部の供試体では、末尾にさらに番号付けがなされている。これは、当初目標としたコンクリート圧縮強度  $f'_c$  を確保することができず、この  $f'_c$  の分類に従うと、同一表記となるなどの理由で付けられたものである。

### (2) 使用材料

本実験では、普通ポルトランドセメントに混和材料としてシリカフェーム、AE 剤および減水剤を使用し、粗骨材の最大寸法は、15mm または 20mm とした。供試体打設後、1 日もしくは 2 日間は蒸気養生を行い、載荷日までは気中養生とした。

コンクリートの配合は、目標としたコンクリート圧縮強度が同じでも、実験の実施年度により若干相違するが、ここでは、コンクリート圧縮強度が 40MPa 未満、40 ~ 80MPa, 80 ~ 100MPa, 100 ~ 120MPa, および 120MPa 以上の範囲にある供試体の代表的な配合例をそれぞれ表-2~表-6に示す。

コンクリートの材料試験は、各供試体のせん断実験と同時にっており、3 本の円柱供試体 ( $\phi 100 \times 200$ mm) により得られた圧縮強度  $f'_c$  および引張強度  $f_t$  の平均値は表-1に示してある。

引張鉄筋には、HM25DL 供試体を除き、USD685 などの高強度鉄筋を使用することで、曲げ降伏前にせん断破壊が生じるようにした。鉄筋の引張試験により得られた降伏強度  $f_{sy}$  も表-1に示してある。

### (3) 載荷方法および測定項目

載荷は、図-1に示すスパン中央 1 点載荷の荷重制御による静的単調載荷である。測定項目はスパン中央位置での荷重と変位、および引張鉄筋のひずみとし、あわせてひび割れ状況を観察した。

表-1 供試体諸元および実験結果

供試体番号	$f'_c$ (MPa)	$f_t$ (MPa)	$f_{sv}$ (MPa)	$a/d$	$d$ (m)	$p_w$ (%)	$P_{sc}$ (kN)	$P_{max}$ (kN)	破壊モード
MS20D	88.6	4.91	815	2.0	0.15	1.27	169.6	309.6	せん断圧縮破壊
LM20D	38.1	2.70	627	2.0	0.35	1.23	212.6	336.2	せん断圧縮破壊
NM20D	70.7	4.03	627	2.0	0.35	1.23	249.0	600.8	引張鉄筋降伏
MM20D	87.8	5.95	781	2.0	0.35	1.23	230.4	526.2	せん断圧縮破壊
HM20D2	112.0	3.82	855	2.0	0.35	1.23	315.6	680.2	引張鉄筋降伏
HM20D	115.1	4.72	627	2.0	0.35	1.23	256.8	634.0	引張鉄筋降伏
UM20D	124.8	6.30	781	2.0	0.35	1.23	279.0	747.8	引張鉄筋降伏
ML20C	88.8	6.70	753	2.0	0.55	1.06	270.4	317.6	せん断圧縮破壊
HS25D	109.2	5.52	701	2.5	0.15	1.27	191.2	253.8	引張鉄筋降伏
MS25D	88.6	4.91	815	2.5	0.15	1.27	113.6	236.2	せん断圧縮破壊
HS25D2	115.1	5.73	803	2.5	0.15	1.27	139.2	215.8	せん断圧縮破壊
MM25A	90.1	5.42	815	2.5	0.35	0.54	160.8	279.4	引張鉄筋降伏
HM25A	117.5	6.10	701	2.5	0.35	0.54	196.0	196.0	斜め引張破壊
HM25BH	103.2	6.73	761	2.5	0.35	0.85	194.0	287.2	せん断圧縮破壊
HM25B2	115.1	5.73	762	2.5	0.35	0.85	203.0	419.6	引張鉄筋降伏
HM25B	117.5	6.10	693	2.5	0.35	0.85	218.6	409.6	引張鉄筋降伏
LM25D	38.1	2.70	627	2.5	0.35	1.23	150.0	281.2	せん断圧縮破壊
NM25D	70.7	4.03	627	2.5	0.35	1.23	224.4	252.8	斜め引張破壊
MM25D	91.3	5.36	781	2.5	0.35	1.23	199.0	446.0	せん断圧縮破壊
HM25D	115.1	4.72	627	2.5	0.35	1.23	224.4	463.6	引張鉄筋降伏
HM25D2	115.1	5.73	855	2.5	0.35	1.23	251.8	251.8	斜め引張破壊
HM25DH	117.5	6.10	727	2.5	0.35	1.23	189.2	600.8	引張鉄筋降伏
HM25DL	117.5	6.10	419	2.5	0.35	1.23	228.4	299.0	せん断圧縮破壊
HM25E	110.8	6.14	785	2.5	0.35	2.17	298.0	300.0	斜め引張破壊
UM25E	125.5	3.66	822	2.5	0.35	2.17	252.4	450.8	せん断圧縮破壊
ML25C	88.3	6.42	753	2.5	0.55	1.06	259.8	459.6	せん断圧縮破壊
HL25D	109.2	5.52	704	2.5	0.55	1.38	307.8	875.2	せん断圧縮破壊 <sup>注)</sup>
ML25D	76.4	4.60	785	2.5	0.60	1.27	217.6	463.6	せん断圧縮破壊
HL25D2	110.8	6.14	785	2.5	0.60	1.27	269.6	269.6	斜め引張破壊
HL25D3	113.6	4.07	822	2.5	0.60	1.27	330.0	330.0	斜め引張破壊
UL25D	124.8	6.30	785	2.5	0.60	1.27	328.0	634.0	せん断圧縮破壊
HL25B	105.0	6.39	753	2.5	0.65	0.89	281.2	359.6	せん断圧縮破壊
MS30D	88.6	4.91	815	3.0	0.15	1.27	112.8	200.0	引張鉄筋降伏
HS30D	109.2	5.52	701	3.0	0.15	1.27	152.8	222.4	引張鉄筋降伏
HS30D2	115.1	5.73	803	3.0	0.15	1.27	129.6	136.0	斜め引張破壊
MM30A	90.1	5.42	815	3.0	0.35	0.54	146.0	146.0	斜め引張破壊
HM30B	103.2	6.73	761	3.0	0.35	0.85	166.6	166.6	斜め引張破壊
LM30D	38.1	2.70	627	3.0	0.35	1.23	180.4	185.2	斜め引張破壊
NM30D	70.7	4.03	627	3.0	0.35	1.23	176.4	265.6	せん断圧縮破壊
MM30D	91.3	5.36	781	3.0	0.35	1.23	188.2	188.2	斜め引張破壊
HM30D	115.1	4.72	627	3.0	0.35	1.23	193.0	413.6	引張鉄筋降伏
UM30D	125.5	3.66	855	3.0	0.35	1.23	196.6	196.6	斜め引張破壊
HM30E	110.8	6.14	785	3.0	0.35	2.17	243.0	332.0	せん断圧縮破壊
HM30E2	115.1	5.73	822	3.0	0.35	2.17	241.0	241.0	斜め引張破壊
HL30C	102.2	6.08	753	3.0	0.55	1.06	236.2	236.2	斜め引張破壊
HL30D	109.2	5.52	704	3.0	0.55	1.38	278.4	533.2	せん断圧縮破壊
HL30D2	116.8	5.90	785	3.0	0.60	1.27	295.0	295.0	斜め引張破壊
HL30D3	118.2	4.70	785	3.0	0.60	1.27	258.8	292.0	斜め引張破壊
UL30D	128.2	3.51	822	3.0	0.60	1.27	295.4	295.4	斜め引張破壊
HL30B	105.8	6.73	753	3.0	0.65	0.89	218.6	218.6	斜め引張破壊
MS40D	88.6	4.91	815	4.0	0.15	1.27	76.4	76.4	斜め引張破壊
LM40D	38.1	2.70	627	4.0	0.35	1.23	181.4	198.0	斜め引張破壊
NM40D	70.7	4.03	627	4.0	0.35	1.23	176.4	200.0	斜め引張破壊
MM40D	87.8	5.95	781	4.0	0.35	1.23	159.8	159.8	斜め引張破壊
HM40D2	112.0	3.82	855	4.0	0.35	1.23	214.8	216.2	斜め引張破壊
HM40D	115.1	4.72	627	4.0	0.35	1.23	170.6	184.2	斜め引張破壊
UM40D	124.8	6.30	781	4.0	0.35	1.23	190.2	192.0	斜め引張破壊

注) 引張鉄筋の降伏が認められたが、ひび割れ性状および荷重-変位関係からせん断圧縮破壊と判断

### 3. 実験結果

#### (1) せん断スパン比と破壊モード

せん断実験から得られた斜めひび割れ発生荷重  $P_{sc}$ ,

最大荷重  $P_{max}$ , および破壊モード(斜め引張破壊, せん断圧縮破壊)の区分を表-1に示した。なお,  $P_{sc}$  は, 実験時に斜めひび割れの発生を目視にて観察した際の荷重である。

表-2 圧縮強度 40MPa 未満の配合例 (LM20D, LM40D)

G <sub>max</sub> [mm]	W/C [%]	s/a [%]	単位量 [kg/m <sup>3</sup> ]				混和材
			W	C	S	G	
15	44	48	155	352	884	977	0.0

表-3 圧縮強度 40~80MPa の配合例 (NM20D, NM40D)

G <sub>max</sub> [mm]	W/C [%]	s/a [%]	単位量 [kg/m <sup>3</sup> ]				高強度 混和材
			W	C	S	G	
15	28	40	154	500	712	1089	50.0

表-4 圧縮強度 80~100MPa の配合例 (MM20D, MM40D)

G <sub>max</sub> [mm]	W/C [%]	s/a [%]	単位量 [kg/m <sup>3</sup> ]				シリカ フューム
			W	C	S	G	
20	30	42	119	423	691	1128	84.8

表-5 圧縮強度 100~120MPa の配合例 (HM20D, HM40D)

G <sub>max</sub> [mm]	W/C [%]	s/a [%]	単位量 [kg/m <sup>3</sup> ]				シリカ フューム
			W	C	S	G	
15	30	45	123	450	822	1012	90.0

表-6 圧縮強度 120MPa 以上の配合例 (UM30D)

G <sub>max</sub> [mm]	W/C [%]	s/a [%]	単位量 [kg/m <sup>3</sup> ]				シリカ フューム
			W	C	S	G	
20	14	29	90	667	468	1156	133.3

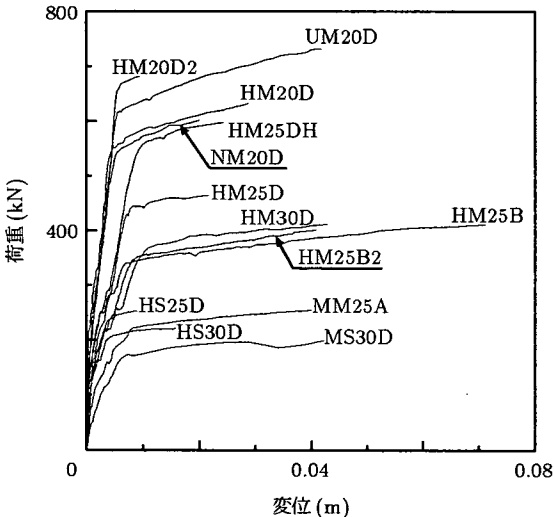


図-2 引張鉄筋の降伏が生じた供試体の荷重-変位関係

せん断スパン比が 4.0 の供試体は、 $P_{max}/P_{sc}=1.0\sim 1.1$  である。これら全ての供試体は、スパン中央部に発生した曲げひび割れが荷重の増加とともに載荷点方向に向かい、それらのひび割れの一本が載荷点と支点を結ぶ斜めひび割れを形成した直後、またはわずかな荷重の増加後に急激に耐力を失い斜め引張破壊した。

せん断スパン比が 2.0 の供試体は、ML20C 供試体を除き  $P_{max}/P_{sc}=1.6\sim 2.3$  である。これらの供試体は、斜めひび割れの発生後も荷重が増加し、最終的に載荷

点付近のコンクリートが圧壊するせん断圧縮破壊を生じた。ML20C 供試体は、 $P_{max}/P_{sc}=1.2$  であり、その破壊状況から定着長不足が原因と思われる割裂破壊の可能性も考えられたが、載荷点付近のコンクリートの圧壊状況からせん断圧縮破壊した供試体に分類し、以降のせん断強度式の検討を行うことにした。

せん断スパン比が 2.5 と 3.0 の供試体では、両者の破壊モードが観察されるが、HL25B 供試体を除き、破壊性状および斜めひび割れ発生荷重  $P_{sc}$  と最大荷重  $P_{max}$  の差から、その破壊モードを斜め引張破壊とせん断圧縮破壊に区分した。斜め引張破壊した供試体では  $P_{max}/P_{sc}=1.0\sim 1.1$ 、せん断圧縮した供試体では  $P_{max}/P_{sc}=1.3\sim 2.9$  である。なお、HL25B 供試体は、割裂破壊の可能性も考えられたが、ML20C 供試体と同様、載荷点付近のコンクリートの圧壊状況から、せん断圧縮破壊した供試体に分類した。

本研究では、曲げ降伏前にせん断破壊させることを意図して、引張鉄筋に高強度鉄筋を使用した。表-1 に示すように、最大荷重以前に引張鉄筋が降伏する供試体も存在した。後述する高強度 RC はりのせん断特性やせん断強度式の検討では、引張鉄筋の降伏が認められた供試体は、HL25D 供試体を除き、ひび割れ性状や図-2 に示すスパン中央位置での荷重-変位関係から、曲げ挙動の影響が大きく、最大荷重をその供試体のせん断強度と見なせないと判断し、これらの実験結果を除外している。

一例として、コンクリート圧縮強度  $f'_c$  が概ね 90MPa、有効高さ  $d$  が 0.35m、引張鉄筋比  $p_w$  が 1.23% でせん断スパン比  $a/d$  のみが異なる供試体 (MM20D, MM25D, MM30D, MM40D) から得られた荷重-変位関係、および最大荷重時のひび割れ状況をそれぞれ図-3 および図-4 に示す。これら 4 体の供試体では、せん断スパン比が 3.0 と 4.0 の場合には、斜め引張破壊を生じ、せん断スパン比が 2.0 と 2.5 の場合には、せん断圧縮破壊を生じた。結果として、表-1 に示す供試体では、高強度コンクリートを使用しても、普通強度 RC はりと同様に、せん断スパン比 2.5~3.0 がせん断圧縮破壊と斜め引張破壊の遷移帯であることが認められた。

また、ひび割れ状況に関しては、斜め引張破壊する高強度 RC はりに最終的な破壊をもたらす斜めひび割れにおいて、そのひび割れ面が骨材を貫通することにより平滑化される現象が観察された。一方、図-4 (a) の MM40D 供試体とコンクリート圧縮強度のみが異なる LM40D 供試体 ( $f'_c=38.1\text{MPa}$ ) の最大荷重時のひび割れ状況図である図-5 に示されるように、ひび割れの分散性はコンクリート圧縮強度によらず、また、斜め引張破壊やせん断圧縮破壊の破壊形態も普通強度と高強度 RC はりの観察結果に違いは認められなかった。ただし、藤田・大館<sup>7)</sup>は、腹鉄筋のない RC はりのせん断実験を行

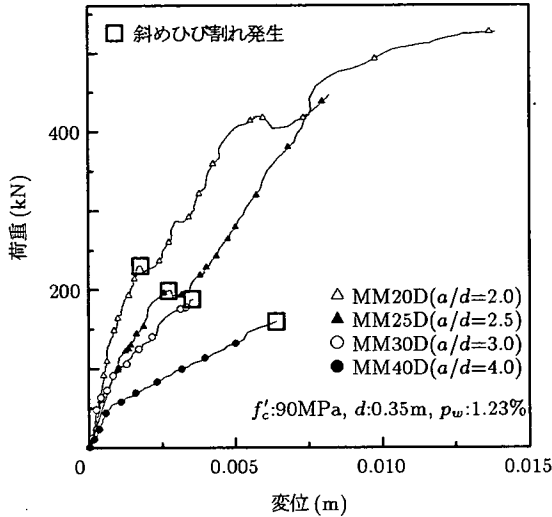


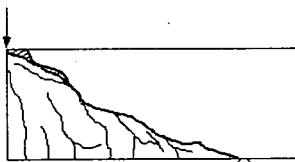
図-3 荷重-変位関係



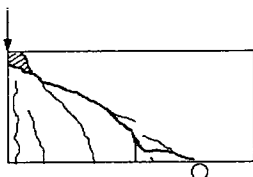
(a) MM40D(a/d = 4.0)



(b) MM30D(a/d = 3.0)



(c) MM25D(a/d = 2.5)



(d) MM20D(a/d = 2.0)

図-4 ひび割れ状況図(試験区間のみ記述)

い、高強度 RC はりでは、普通強度 RC はりよりもひび割れが局所化し、これが後述する普通強度 RC はりよりも大きな寸法効果が生じる要因であることを指摘している。本研究で用いた普通強度 RC はり ( $f'_c < 40\text{MPa}$ ) は、全て有効高さ  $0.35\text{m}$  であり、この寸法の普通強度

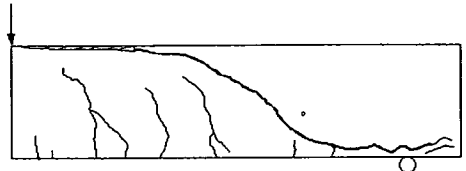


図-5 ひび割れ状況図(LM40D)

RC はりを基にひび割れ分散性を比較する場合、高強度 RC はりでも、引張鉄筋の付着作用によるひび割れ分散効果<sup>7)</sup>が有効高さの大きいはりに比べ相対的に大きくなるため、図-4 (a) と図-5 のように、両者のひび割れ分散性に差が生じなかったとも考えられる。今後、より大きな有効高さの RC はりを対象に、藤田・大館<sup>7)</sup>の指摘を確認する必要がある。

## (2) 斜め引張破壊する高強度 RC はりのせん断強度

### a) 概説

実施した表-1のせん断実験のうち、斜め引張破壊した供試体を対象に、最大せん断強度 ( $P_{\max}/2b_wd$ ) と各変動因子の関係および既往のせん断強度式の適用性を検討した。なお、斜め引張破壊した供試体のせん断強度を斜めひび割れ発生荷重から算定し、それを基に既往のせん断強度式の適用性を検討した研究成果も報告されている<sup>11)</sup>。しかし、後述する高強度 RC はりのせん断強度式の提案では、表-1の結果の他に、国内外のせん断実験結果も引用するため、斜めひび割れ発生荷重を用いると、その判断に伴う研究機関毎のばらつきが含まれてしまう。そこで本研究では、全ての検討で、供試体のせん断強度は最大荷重  $P_{\max}$  から算定した。既往のせん断強度式としては、式(1)の二羽式<sup>17)</sup>、式(2)の ACI318-95 で規定される算定式<sup>21)</sup>(以下、ACI式)、および式(3)の CEB-FIP Model Code 1990 で規定される算定式<sup>22)</sup>(以下、CEB式)を用いた。

$$f_v = 0.20f'_c{}^{1/3}d^{-1/4}p_w{}^{1/3}[0.75 + 1.4/(a/d)] \quad (1)$$

$$f_v = 0.158f'_c{}^{1/2} + 17.2\frac{p_w}{100}\frac{V_u d}{M_u} \leq 0.291f'_c{}^{1/2} \quad (2)$$

$$V_u d/M_u \leq 1$$

$$f_v = 0.15(3d/a'_v)^{1/3} \cdot \xi \cdot (p_w \cdot f'_c)^{1/3} \quad (3)$$

$$\xi = 1 + (0.2/d)^{1/2}$$

ここに、 $f_v$ :せん断強度 (MPa)、 $f'_c$ :コンクリート圧縮強度 (MPa)、 $d$ :有効高さ (m)、 $a/d$ :せん断スパン比、 $p_w = 100 \frac{A_s}{b_w d}$  (%),  $b_w$ :ウェブ幅、 $A_s$ :引張鉄筋断面積、 $V_u$ 、 $M_u$ :検討断面におけるせん断力、曲げモーメント、 $a'_v$ :主荷重から支点までの距離。

なお、以降の検討では、式(1)~(3)を用いる際に、部材係数などの安全係数は一切使用せず、また ACI式では、 $f'_c{}^{1/2} \leq 8.30\text{MPa}$ などの規定が設けられているが、

表-7 斜め引張破壊した供試体 (23 体) に対する算定精度

	$\mu$	C.O.V. (%)
二羽式 (式 (1))	0.903	14.3
ACI 式 (式 (2))	0.831	24.2
CEB 式 (式 (3))	1.08	15.3

このような圧縮強度による影響を考慮する項の上限は全ての式で無視した。

表-1の実験結果のうち、コンクリート圧縮強度  $f'_c$  が 40MPa 以下の供試体を除くと全て  $f'_c \geq 70$ MPa である。そこで、 $f'_c \geq 70$ MPa の斜め引張破壊した供試体 23 体から求められた (実験値)/(算定値 (式 (1) ~ (3))) の平均 ( $\mu$ ) および変動係数 (C.O.V.) を表-7にまとめて示した。なお、例えば二羽式は、 $f'_c$  が 12MPa~66MPa の供試体 265 体のせん断実験から得られた回帰式であるが、同式の 265 体の実験結果に対する (実験値)/(算定値) の平均は 1.02、変動係数は 8.2% である<sup>17)</sup>。以降では、このような統計量の相違を生む要因について考察する。

### b) コンクリート圧縮強度の影響

有効高さ 0.35m, 引張鉄筋比約 1.2% で、せん断スパン比が 3.0 と 4.0 の斜め引張破壊した供試体のせん断強度とコンクリート圧縮強度  $f'_c$  の関係を図-6に示す。図-6には、二羽式から得られるせん断強度の値も併記している。既往の実験結果<sup>4)~8), 10), 11)</sup>で報告されているように、高強度 RC はりは、主に圧縮強度  $f'_c$  が 40MPa 以下の普通強度 RC はりから回帰された二羽式より得られるせん断強度と異なり、 $f'_c$  が大きくなっても、せん断強度が増加しないことが図-6より確認される。この原因は、主に、斜めひび割れ発生荷重に直接関係する引張強度  $f_t$  と圧縮強度  $f'_c$  の関係 ( $f_t = \alpha f'_c$ ,  $\alpha$ : 定数) において、高強度域ほど  $\alpha$  の値が小さくなること<sup>23)</sup>、骨材の噛み合わせ効果がコンクリートの高強度化に伴い減少すること<sup>14)</sup>、などにあると考えられる。

図-7には、斜め引張破壊した全 23 体の実験結果に關し、コンクリート圧縮強度に着目して式 (1)~(3) の精度を検証した結果を示す。後述するように、高強度 RC はりでは、普通強度 RC はりよりも大きな寸法効果が現れ、既往のせん断強度式ではその影響を正しく評価できない。そのため、図-7は、着目したコンクリート圧縮強度以外の因子の影響も含み、大きなばらつきを有するものの、高強度域では、総じて各せん断強度式は危険側の評価を与える傾向が読み取れる。特に、圧縮強度の影響を  $f'_c{}^{1/2}$  で評価する ACI 式でその傾向が顕著である。図-6と図-7の両図の結果として、既往のせん断強度式を高強度 RC 部材に直接適用することはできず、 $f'_c$  の増加に対し、そのせん断強度が一定値に収束する傾向を再現できるように修正する必要がある。

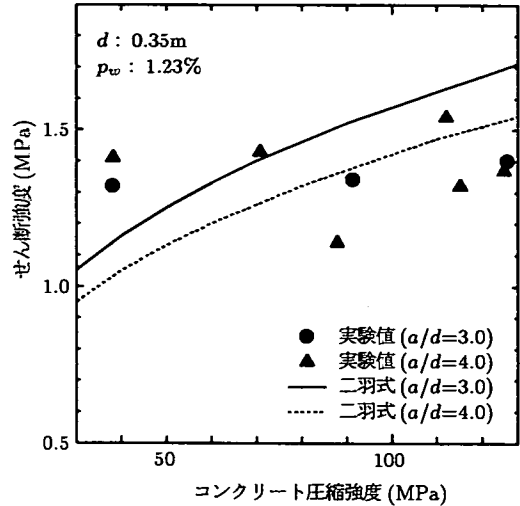


図-6 せん断強度とコンクリート圧縮強度の関係

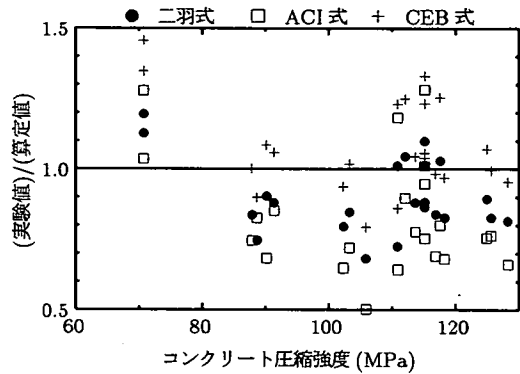


図-7 (実験値)/(算定値) とコンクリート圧縮強度の関係

### c) 有効高さの影響

コンクリート圧縮強度が概ね 115MPa, 引張鉄筋比約 1.2% で、せん断スパン比が 2.5 と 3.0 の斜め引張破壊した供試体のせん断強度と有効高さ  $d$  の関係を図-8に示す。図-8には、二羽式から得られるせん断強度の値も併記している。藤田・大館<sup>7)</sup>は、高強度 RC はりでは、普通強度 RC はりに比べ、寸法効果が大きくなると指摘している。図-8でも、有効高さの影響を  $d^{-1/4}$  で評価する二羽式は、有効高さが大きくなると実験値を過大評価するようになり、藤田・大館と同様の考察が成り立つ。

高強度 RC はりのひび割れ面では、骨材の噛み合わせ効果が小さいなど、高強度コンクリートの破壊は、脆性的に進展する。本研究では、前記した理由により、普通強度 RC はりとのひび割れ分散性の比較はできないが、引張鉄筋の付着作用によるひび割れ分散効果が小さくなる有効高さの大きい高強度 RC はりでは、藤田・大館が指摘するように、高強度コンクリートのひび割れが局所

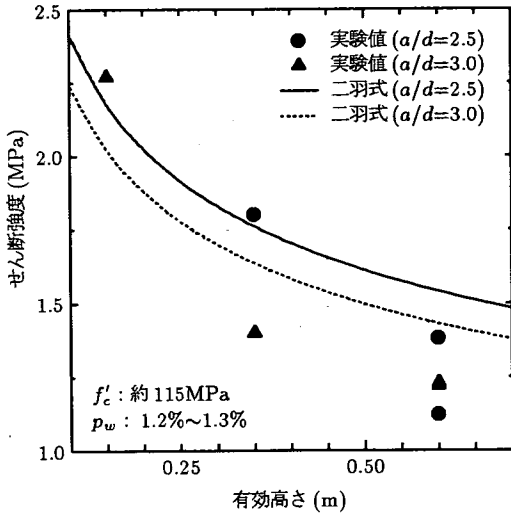


図-8 せん断強度と有効高さの関係

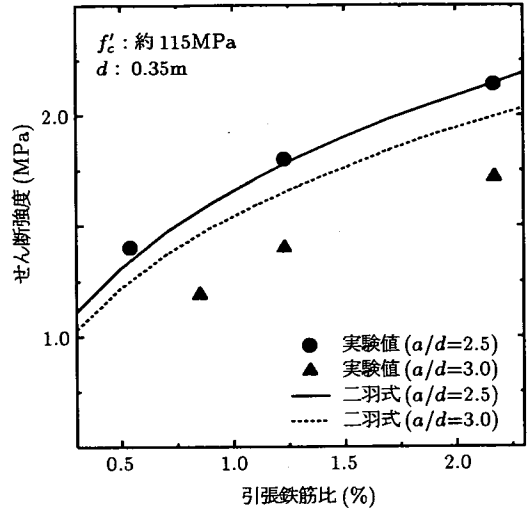


図-10 せん断強度と引張鉄筋比の関係

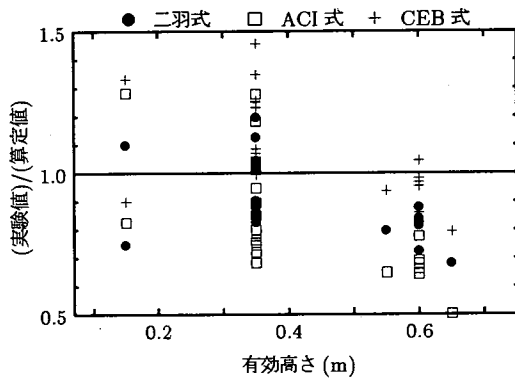


図-9 (実験値)/(算定値)と有効高さの関係

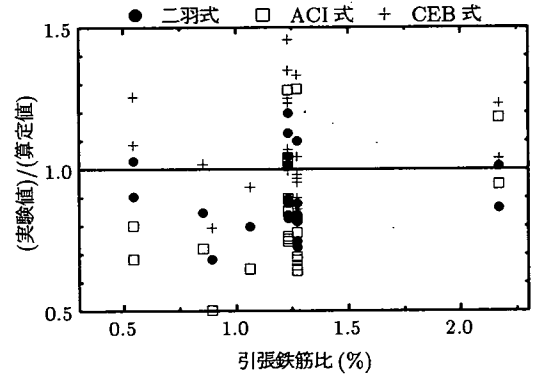


図-11 (実験値)/(算定値)と引張鉄筋比の関係

化し易く、結果として、普通強度 RC はりよりも大きな寸法効果が現れたと考えられる。

図-9には、全 23 体の実験結果に関し、有効高さに着目して式(1)~(3)の精度を検証した結果を示す。図-9より、各せん断強度式は、高強度 RC はりの寸法効果の影響を過小評価しており、有効高さ 0.60m 程度になると、多くの場合、危険側の評価を与えた。特に、寸法効果の影響を考慮しない ACI 式でその傾向が顕著であり、これが表-7に示される大きな変動係数の一因と考えられる。

今後、より大規模な RC はりを対象とした検証が求められるが、図-8と図-9の両図の結果より、高強度 RC はりのせん断強度を算定する際には、普通強度 RC はりよりも大きな寸法効果が現れることを再現できるように既往のせん断強度式を修正する必要がある。

#### d) 引張鉄筋比の影響

コンクリート圧縮強度が概ね 115MPa、有効高さ 0.35 m で、せん断スパン比が 2.5 と 3.0 の斜め引張破壊した

供試体のせん断強度と引張鉄筋比  $p_w$  の関係を図-10に示す。前記したように、高強度 RC はりでは、二羽式が過大なせん断強度を算定する傾向にあり、図-10でも、 $a/d=3.0$  の場合に実験値と二羽式のせん断強度に差が生じている。しかし、引張鉄筋比の変化によるせん断強度の増加割合は、実験値と二羽式は同様であり、二羽式の  $p_w^{1/3}$  を用いることにより、引張鉄筋比の高強度 RC はりのせん断強度に与える影響を評価できることが確認される。

図-11には、全 23 体の実験結果に関し、引張鉄筋比に着目して式(1)~(3)の精度を検証した結果を示す。図-11より、ACI 式は、引張鉄筋比が小さい領域で実験値を過小評価する傾向にあるが、その影響を  $p_w^{1/3}$  で考慮する二羽式と CEB 式に関しては、 $p_w$  の大きさによる精度の偏りは生じていないことが確認される。

結果として、引張鉄筋比による高強度 RC はりのせん断強度の変化は、普通強度 RC はりと同じく、二羽式や

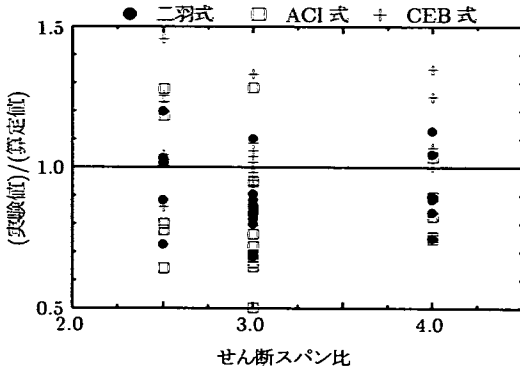


図-12 (実験値)/(算定値)とせん断スパン比の関係

CEB式の $p_w^{1/3}$ で評価できると判断した。

#### e) せん断スパン比の影響

図-12には、全23体の供試体のせん断スパン比に着目して式(1)~(3)の精度を検証した結果を示す。図-12より、各式ともに、せん断スパン比の大きさによる精度の偏りは見られず、普通強度RCはりと同様に、その影響を評価できることが確認される。

#### f) まとめ

表-1のせん断実験結果のうち、コンクリート圧縮強度が70MPa以上ある斜め引張破壊した23体の供試体を対象に、そのせん断強度を各変動因子に着目して考察した。その結果、コンクリート圧縮強度の増加に対し、せん断強度が一定値に収束すること、寸法効果の影響が普通強度RCはりより大きくなること、が確認された。一方で、高強度RCはりの引張鉄筋比およびせん断スパン比がそのせん断強度に与える影響は、二羽式など、既往のせん断強度式により評価可能であることが分かった。

### (3) せん断圧縮破壊した高強度RCはりのせん断強度

#### a) 概説

前節と同様に、実施した表-1のせん断実験のうち、せん断圧縮破壊した供試体を対象に、せん断強度と各変動因子の関係および既往のせん断強度式の適用性を検討した。既往のせん断強度式としては、式(4)の二羽のディープビーム式<sup>24)</sup>(以下、二羽DB式)、および式(5)のコンクリート標準示方書で規定される算定式<sup>19)</sup>(以下、示方書DB式)を用いた。

$$f_u = \frac{0.245 f_c'^{2/3} (1 + 3.33r/d)(1 + \sqrt{p_w})}{1 + (a/d)^2} \quad (4)$$

$$f_u = \beta_d \cdot \beta_p \cdot \beta_a \cdot f_{dd} / \gamma_b \quad (5)$$

ここに、 $f_u$ ：せん断強度 (MPa)、 $r$ ：支承部における支圧板の部材軸長さ、 $f_{dd} = 0.19 f_c'^{1/2}$  (MPa)、 $\beta_d = d^{-1/4} \leq 1.5$ 、 $\beta_p = p_w^{1/3} \leq 1.5$ 、 $\beta_a = \frac{5}{1 + (a_v/d)^2}$ 、 $a_v$ ：荷重作用点から支承前面までの距離、 $f_{cd}$ ：コンクリー

表-8 せん断圧縮破壊した供試体(17体)に対する算定精度

	$\mu$	C.O.V. (%)
二羽DB式(式(4))	1.51	30.0
示方書DB式(式(5))	1.48	24.7

トの設計圧縮強度、 $\gamma_b$ ：部材係数。

以降の検討では、式(1)~(3)を用いた際と同じく、コンクリート圧縮強度に関わらず式(4)や式(5)を用い、部材係数などの安全係数は使用しない。また、式(4)の $r/d$ 、および式(5)の $a_v/d$ を文献内から特定できない場合には、それぞれ $r/d=0.05$ <sup>25)</sup>および文献に示されるせん断スパン比とした。

式(4)は、コンクリート圧縮強度40MPa以下の79体の実験結果に基づくものである。その(実験値)/(算定値)は、平均1.0、変動係数11.6%であり、また式(5)では、平均1.25、変動係数16.5%となることが報告されている<sup>26)</sup>。これに対し、表-1の $f_c' \geq 70$ MPaのせん断圧縮破壊した供試体17体から求められた(実験値)/(算定値(式(4)、式(5)))の平均( $\mu$ )および変動係数(C.O.V.)を表-8にまとめて示した。両式ともに、普通強度RCはりに適用された場合に比べ、変動係数は大きくなるが、平均は1.0を大幅に上回る安全側の評価を与えていることが確認される。以降では、各変動因子がせん断圧縮破壊する高強度RCはりのせん断強度に与える影響を考察する。

#### b) コンクリート圧縮強度の影響

図-13には、せん断圧縮破壊した全17体の実験結果に関し、コンクリート圧縮強度に着目して式(4)および式(5)の精度を検証した結果を示す。図-13では、高強度域になると二羽DB式の算定値と実験値の差が小さくなる傾向が見られるのに対し、示方書DB式では、 $f_c'$ による偏りは生じておらず、 $f_c'^{1/2}$ を用いることにより、コンクリートの高強度化によるせん断圧縮破壊するRCはりのせん断強度の増加を評価できる。このように、斜め引張破壊する供試体と異なり、せん断圧縮破壊する供試体でコンクリートの高強度化によるせん断強度の増加が期待できるのは、これらの供試体では、コンクリートの圧縮応力と引張鉄筋の引張応力の釣合によるタイドアーチ的耐荷機構によりせん断力に抵抗しているため、高強度コンクリートと高強度鉄筋の使用がせん断強度の増加に直接結びついたためと考える。

#### c) 有効高さの影響

図-14には、全17体の実験結果に関し、有効高さ $d$ に着目して式(4)および式(5)の精度を検証した結果を示す。図-14では、二羽DB式および示方書DB式ともに、有効高さが大きい領域で実験値を過小評価する傾向が認められる。しかし、有効高さが大きく、(実験



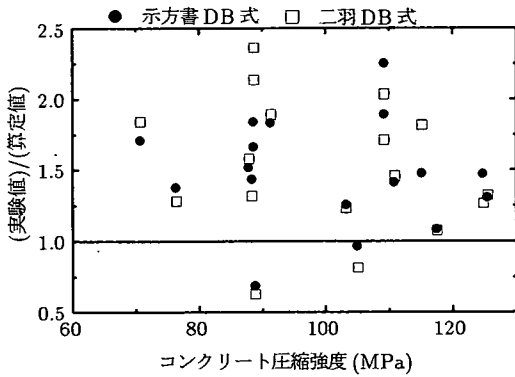


図-13 (実験値)/(算定値)とコンクリート圧縮強度の関係

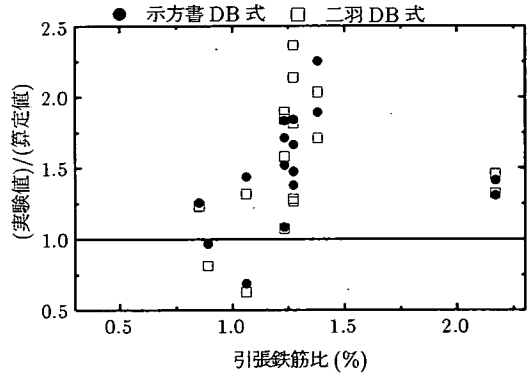


図-15 (実験値)/(算定値)と引張鉄筋比の関係

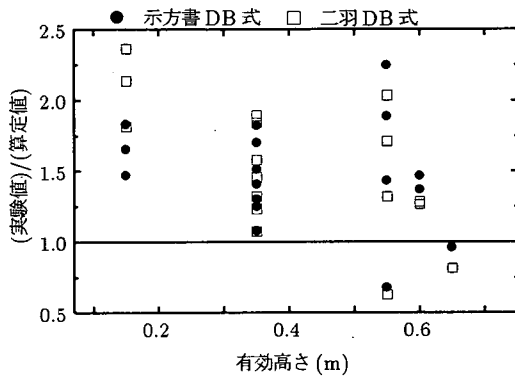


図-14 (実験値)/(算定値)と有効高さの関係

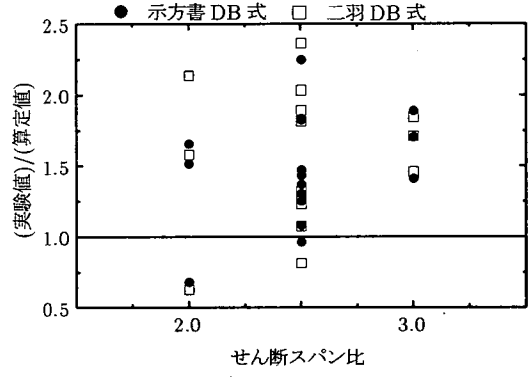


図-16 (実験値)/(算定値)とせん断スパン比の関係

値)/(算定値)が1.0以下となっている2体の供試体(ML20C, HL25B)は、前述した通り、斜めひび割れ発生荷重 $P_{sc}$ と最大荷重 $P_{max}$ の差が他のせん断圧縮破壊した供試体に比べ小さく、その破壊状況の観察から、定着長不足が原因と思われる割裂破壊の可能性も考えられた。また、後述する他の研究機関で行われたせん断実験結果は、示方書DB式の $d^{-1/4}$ を用いることにより、高強度RCはりのせん断強度に有効高さが与える影響を概ね評価できた。従って、斜め引張破壊する供試体と異なり、載荷点付近のコンクリートの圧壊により破壊するせん断圧縮破壊へと破壊モードが移行すると、有効高さが大きいはりでも、高強度コンクリートで観察されるひび割れの局所化がそのせん断強度に与える影響は小さくなり、結果として、示方書DB式の $d^{-1/4}$ を用いることで、有効高さによる高強度RCはりのせん断強度の変化を評価できたと思われる。

#### d) 引張鉄筋比の影響

図-15には、全17体の実験結果に関し、引張鉄筋比 $p_w$ に着目して式(4)および式(5)の精度を検証した結果を示す。図-15に示されるように、今回行ったせん断実験のうち、せん断圧縮破壊した供試体の引張鉄筋比は、その多くが1.1%~1.4%の範囲に集中したため、

広範囲にわたる十分な考察を行うことはできない。しかしながら、前述した理由で(実験値)/(算定値)が1.0を下回るML20CおよびHL25Bの結果を除き、さらに、後述する他の研究機関で行われたせん断実験結果( $p_w$ : 1.2%~6.6%)を用いた検討(図-24参照)から、 $p_w$ の大きさが高強度RCはりのせん断強度に与える影響は、両式の $p_w$ の項により評価可能と判断される。

#### e) セン断スパン比の影響

図-16には、全17体の実験結果に関し、せん断スパン比 $a/d$ に着目して式(4)および式(5)の精度を検証した結果を示す。両式では、せん断スパン比の影響を考慮する項は、タイドアーチ的耐荷機構における力の釣合条件から求められており、これはアーチリブの傾斜角を表す尺度とされる<sup>24)</sup>。図-16より、高強度コンクリートを用いた場合にも、この項によりせん断圧縮破壊するRCはりのせん断強度に及ぼすせん断スパン比の影響を評価できると判断される。

#### f) まとめ

表-1のせん断実験結果のうち、コンクリート圧縮強度が70MPa以上でせん断圧縮破壊した17体の供試体を対象に、そのせん断強度を各変動因子に着目して考察した。その結果、示方書DB式によれば、普通強度RC

表-9 分析データの概要 (斜め引張破壊)

研究者	n	$f'_c$ [MPa]	$a/d$	$d$ [m]	$p_w$ [%]
Elzanaty et al <sup>14)</sup>	7	63~79	4.0~6.0	0.28	1.2~3.3
Shuaib, Lue <sup>15)</sup>	18	61~67	2.7~4.0	0.18~0.21	1.8~6.6
Xie et al <sup>16)</sup>	1	104	3.0	0.22	2.1
松井ら <sup>6)</sup>	12	71~127	3.0~4.0	0.15~0.30	2.6~2.7
望月ら <sup>8)</sup>	4	86~112	2.5~3.0	0.17	2.9
Young-Soo et al <sup>9)</sup>	2	67~87	3.1	0.66	2.8
藤田, 大館 <sup>7)</sup>	5	67~99	3.0	0.25~1.00	1.4~1.5
下野ら <sup>10)</sup>	3	99~125	3.0	0.40	2.3
土屋ら <sup>11)</sup>	5	70~78	3.0	0.26~1.20	1.5~1.6
著者ら(表-1)	23	71~128	2.5~4.0	0.15~0.60	0.5~2.2
合計	80	61~128	2.5~6.0	0.15~1.20	0.5~6.6

n : サンプル数

表-10 分析データの概要 (せん断圧縮破壊)

研究者	n	$f'_c$ [MPa]	$a/d$	$d$ [m]	$p_w$ [%]
Elzanaty et al <sup>14)</sup>	2	69	2.0	0.28	1.2~2.5
Shuaib, Lue <sup>15)</sup>	17	61~67	1.0~2.3	0.18~0.21	1.8~6.6
Xie et al <sup>16)</sup>	2	103~104	1.0~2.0	0.22	2.1
望月ら <sup>8)</sup>	2	86~112	2.0	0.17	2.9
下野ら <sup>10)</sup>	3	96~123	1.5	0.40	2.3
下野ら <sup>12)</sup>	4	76~80	3.0	0.40	2.3
著者ら(表-1)	17	71~126	2.0~3.0	0.15~0.65	0.9~2.2
合計	47	61~126	1.0~3.0	0.15~0.65	0.9~6.6

n : サンプル数

はりに比べ、(実験値)/(算定値)の平均、変動係数ともに大きくなるが、コンクリート圧縮強度、有効高さ、引張鉄筋比、およびせん断スパン比がせん断圧縮破壊するRCはりのせん断強度に与える影響は、十分に評価可能であることが示された。なお、普通強度RCはりに適用した場合に比べ、(実験値)/(算定値)の平均および変動係数が大きくなる影響は、4. (3) c) で検討するように、従来使用されてきた部材係数を修正することで対応する。

#### 4. コンクリート圧縮強度 130MPa までを対象とした腹鉄筋のないRCはりのせん断強度式

##### (1) 概説

腹鉄筋のないRCはりのせん断実験結果に対する回帰分析を行い、斜め引張破壊およびせん断圧縮破壊する高強度RCはりのせん断強度式を提示する。なお、以降に示す回帰分析を行う際には、著者らの表-1の結果に加え、国内外で実施された高強度RCはりのせん断実験結果も収集した。また、従来使用されてきた部材係数により確保される信頼度(実せん断強度を上回るせん断強度を算定する危険性)へ整合するように、提示するせん断強度式が有するばらつきを基にして、それに用いるべき

表-11 算定精度の比較

斜め引張破壊		著者ら(23体)	全供試体(80体)
二羽式	$\mu$	0.903	0.911
	C.O.V.(%)	14.3	21.3
ACI式	$\mu$	0.831	1.08
	C.O.V.(%)	24.2	37.9
CEB式	$\mu$	1.08	1.10
	C.O.V.(%)	15.3	22.2
せん断圧縮破壊		著者ら(17体)	全供試体(47体)
二羽DB式	$\mu$	1.51	1.56
	C.O.V.(%)	30.0	31.6
示方書DB式	$\mu$	1.48	1.37
	C.O.V.(%)	24.7	29.7

部材係数を新たに算定した。

##### (2) 腹鉄筋のない高強度RCはりの既往のせん断実験

###### a) 分析対象供試体

国内外で報告されている既往のせん断実験から、以下の条件で分析対象供試体を選定した。

- 1) 腹鉄筋のない供試体
- 2) コンクリート圧縮強度 60MPa 以上
- 3) 有効高さ 0.07m 以上
- 4) 引張鉄筋比 0.3% 以上
- 5) ひび割れ状況や荷重-変位関係に対する考察から破壊形態の区分が可能

表-1や既往のせん断実験を基にした種々の検討の結果、コンクリート圧縮強度 60MPa を境にして、コンクリート圧縮強度の増加に対するせん断強度の頭打ちの傾向などが確認された。そこで、式(1)~(5)の既往のせん断強度式との使い分けを行うコンクリート圧縮強度の境界を 60MPa とし、条件 2) を設けた。有効高さおよび引張鉄筋比については、Okamura and Higai の研究<sup>27)</sup>を参考にし、条件 3) と 4) を設けた。また、本研究では、斜め引張破壊とせん断圧縮破壊の2つの破壊形態を扱うことから、条件 5) を設けている。条件 1)~5) によりデータを絞り込んだ結果、斜め引張破壊した供試体に対して表-9、せん断圧縮破壊した供試体に対して表-10のデータを収集することができた。両表に示されるように、斜め引張破壊した供試体は全 80 体、せん断圧縮破壊した供試体は全 47 体となり、表-1に比べ、各変動因子の範囲が大きくなった。なお、本研究では、前述したように、斜め引張破壊する供試体のせん断強度を最大荷重  $P_{max}$  から算定しているが、表-9に示した既往のせん断実験の中には、一部、最大荷重  $P_{max}$  が明記されていない。そこで、これらの供試体については、文献に示される荷重-変位関係より、最大荷重  $P_{max}$  を読み取った。

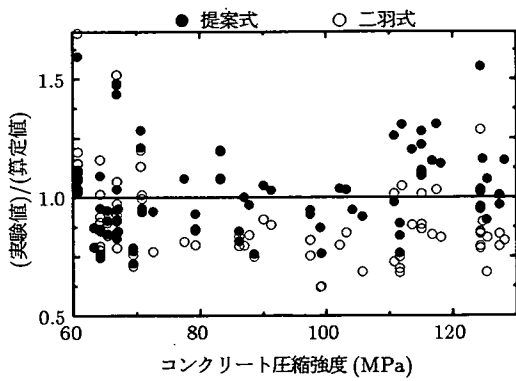


図-17 (実験値)/(算定値)とコンクリート圧縮強度の関係

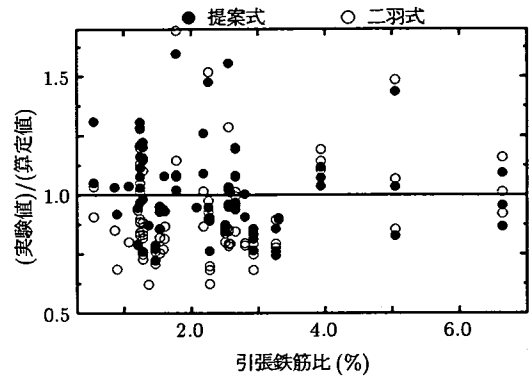


図-19 (実験値)/(算定値)と引張鉄筋比の関係

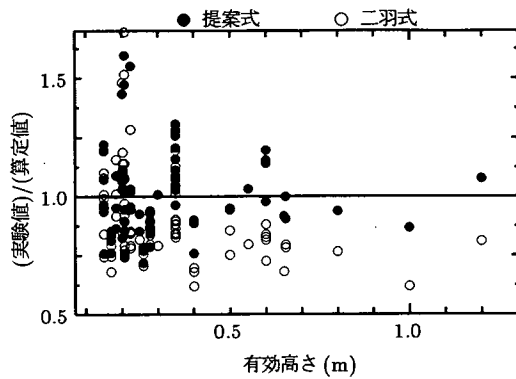


図-18 (実験値)/(算定値)と有効高さの関係

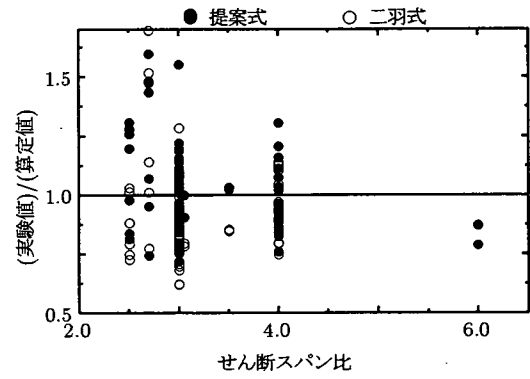


図-20 (実験値)/(算定値)とせん断スパン比の関係

## b) 既往のせん断強度式の精度検証

斜め引張破壊した表-9のせん断実験結果に対して式(1)~(3)を、せん断圧縮破壊した表-10のせん断実験結果に対して式(4)と式(5)を適用し、(実験値)/(算定値)の平均( $\mu$ )および変動係数(C.O.V.)の大きさを検証した。結果の一覧を表-11に示す。

著者らが行った表-1の実験結果のみを対象とする場合に比べ、各供試体の変動因子の範囲が大きくなるのに伴い、(実験値)/(算定値)の変動係数は大きくなるものの、その平均値は概ね等しい。また、図-6~図-16に対して行った表-1の実験結果に対する考察は、この表-9の80体および表-10の47体を対象とする場合にも成り立つことを確認している。

なお、表-11に示されるように、既往の各せん断強度式を普通強度RCはりに適用した場合に比べ、高強度RCはりの場合の方が一様に(実験値)/(算定値)の変動係数が大きくなっている。これは、既往のせん断強度式では、コンクリート圧縮強度などの各変動因子が高強度RCはりのせん断強度に与える影響を適切に評価できないことがその一因だが、後述の本研究で提案するせん断強度式でも、二羽式を普通強度RCはりに適用した際の(実験値)/(算定値)の変動係数(8.2%)<sup>17)</sup>を下回ることが

できなかった。この原因として、例えば、高強度コンクリートでは、圧縮強度が同じでも配合条件や養生条件によりその引張強度は大きくばらつくこと<sup>28)</sup>、圧縮強度100MPa程度を有するコンクリートの材料試験では、試験機の剛性により得られる圧縮強度に有意な差が生じる場合があること<sup>29)</sup>、などが考えられ、高強度コンクリートの物性を圧縮強度のみで表し、そのせん断強度式を実験結果を基に回帰する限り、この程度のばらつきは許容せざるを得ないと考える。

## (3) せん断強度式の提案

### a) 斜め引張破壊する高強度RCはりのせん断強度式

図-6~図-12や表-9の実験結果に対する考察から、普通強度RCはりを対象とした既往のせん断強度式では、コンクリート圧縮強度および有効高さが高強度RCはりのせん断強度に及ぼす影響を評価できないことが示された。本研究では、国内外の十分な実験結果を基に提案され、その精度が定量化されている式(1)の二羽式のコンクリート圧縮強度の項( $f_c^{1/3}$ )および有効高さの項( $d^{-1/4}$ )を修正することで、高強度RCはりのせん断強度式を提案することにした。 $f_c$ および $d$ の指数部を説明変数とした回帰分析を行い、表-9の実験結果と提案式

から得られるせん断強度の比の平均が 1.0 となるように定数を定めた結果、式 (6) を得た。

$$f_v = 0.66 d^{-2/5} p_w^{1/3} [0.75 + 1.4/(a/d)] \quad (6)$$

$$60 \leq f'_c \leq 130 \text{ (MPa)}$$

岡本ら<sup>13)</sup>は、18 体の斜め引張破壊する高強度 RC はり ( $f'_c=75.5\sim 125.4\text{MPa}$ ) のせん断実験結果を基に、式 (1) において、 $0.2f'_c^{1/3}$  の上限値を 0.67 とすれば、他の因子を一切修正しなくとも、(実験値)/(算定値)として平均 1.0、変動係数 12.2% の精度で高強度 RC はりのせん断強度を推定できるとしている。一方、表-9 に示す 80 体を対象とする場合、コンクリート圧縮強度の項に関しては、ほぼ同様の結果となったが、有効高さの項に関しては、図-8 や図-9 で指摘したように、普通強度 RC はりに比べ寸法効果の影響が大きくなることを反映し、 $d^{-1/4}$  から  $d^{-2/5}$  へ修正する必要が生じた。

式 (6) による (実験値)/(算定値) の平均は 1.01、変動係数は 18.3% である。また、各変動因子と (実験値)/(算定値) の関係をまとめた結果が図-17 ~ 図-20 である。表-11 に示されるように、式 (1) による (実験値)/(算定値) が有するばらつき (変動係数 21.3%) を大きく改善することは出来なかったが、式 (6) を用いることにより、各因子に関し、特別な精度の偏りは生じず、式 (1) のコンクリート圧縮強度および有効高さの項を高強度 RC はりに適用した際に生じた問題点を改善できている。ただし、図-18 に示されるように、表-9 に示す実験供試体の有効高さ  $d$  は、0.7m 以下のものがほとんどであることから、今後、さらに大断面供試体に対する検討を行う必要がある。また、式 (1) に対しては、部材係数  $\gamma_0$  として  $\gamma_0=1.3$  が推奨されているが<sup>17)</sup>、これは前記したように、式 (1) の 265 体のせん断実験結果に対する (実験値)/(算定値) の平均が 1.02、変動係数が 8.2% を反映した結果と考えられる。式 (6) を用いると、これに比べ、変動係数が大きくなることから、実設計への適用に際し、部材係数を変更する必要がある。部材係数の検討結果は、後述する。

次に、コンクリート圧縮強度  $f'_c$  に着目して、二羽式 (式 (1)) と提案した式 (6) の整合性を検証する。ここでは、式 (6) において、引張鉄筋比  $p_w$  およびせん断スパン比  $a/d$  の RC はりのせん断強度に与える影響を二羽式と同様に考慮したため、両式からせん断強度を計算する際には、 $p_w=1.0\%$ 、 $a/d=3.0$  に固定した。そして、有効高さ  $d$  は、表-9 の実験供試体の範囲から、 $d=0.15\text{m}$ 、 $0.50\text{m}$ 、 $1.2\text{m}$  とし、両式のせん断強度の値が一致するコンクリート圧縮強度  $f'_c$  の大きさを検討した。結果を図-21 に示す。有効高さが大きくなるにつれ、両式のせん断強度が一致する  $f'_c$  の大きさは小さくなり、 $d=0.15\text{m}$  では  $f'_c=84\text{MPa}$  程度、 $d=1.2\text{m}$  では  $f'_c=33\text{MPa}$  程度

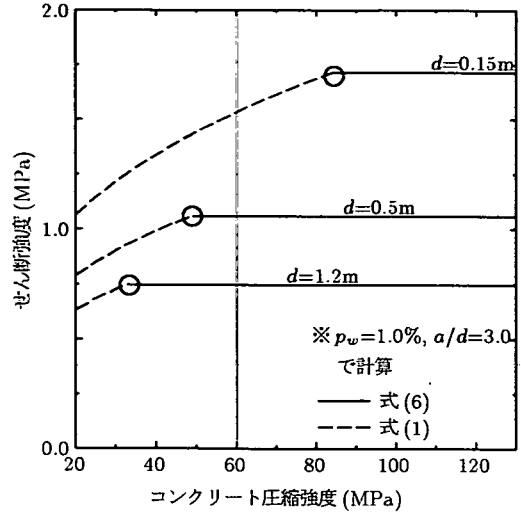


図-21 二羽式と提案式のすりつき

である。高強度 RC はりでは、前記したように、普通強度 RC はりよりも大きな寸法効果が現れることを反映し、二羽式の  $d^{-1/4}$  を式 (6) の  $d^{-2/5}$  に変更したため、有効高さにより二羽式と式 (6) から計算されるせん断強度が一致する  $f'_c$  の大きさは異なる。二羽式は、コンクリート圧縮強度 70MPa 程度までなら適用可能との指摘もあるが<sup>20)</sup>、今回検討した表-9 のせん断実験結果を平均的に再現する式 (6) に対し、 $f'_c=60\text{MPa}$  で整合しない場合も見られ、 $f'_c=60\text{MPa}$  における式 (6) と二羽式のせん断強度の比は、表-9 の供試体諸元の範囲で 0.82~1.1 程度となる。なお、 $0.2f'_c^{1/3}$  の上限値を 0.72 とした場合<sup>19)</sup>、 $d=1.2\text{m}$  の有効高さでも、 $f'_c=60\text{MPa}$  として得られる二羽式と式 (6) のせん断強度は、概ね一致する。今後、同様の検討を行い、特に  $f'_c$  が 60MPa に近く有効高さが大きい供試体で、二羽式が式 (6) に比べ過大なせん断強度を与えることを考慮し、二羽式と式 (6) の整合性を見直す必要がある。

#### b) せん断圧縮破壊する高強度 RC はりのせん断強度式

図-13 ~ 図-16 や表-10 の実験結果に対する考察から、式 (5) の示方書 DB 式を使用することにより、各変動因子が高強度 RC はりのせん断強度に与える影響を偏りなく評価できることが確認された。表-10 の実験結果に関し、各変動因子と (実験値)/(算定値) の関係をまとめた結果を図-22 ~ 図-25 に示す。なお、式 (5) を用いた場合、表-10 の 47 体に対する (実験値)/(算定値) の平均が 1.37 と大きいため、別途平均が 1.0 となるようにした回帰分析も行ったが、表-11 に示す変動係数はほとんど変わらず、特別な改善は見られなかった。そこで、示方書 DB 式を普通強度 RC はりに適用した場合にも、既に (実験値)/(算定値) の平均が 1.25 と安全側の評価を与え

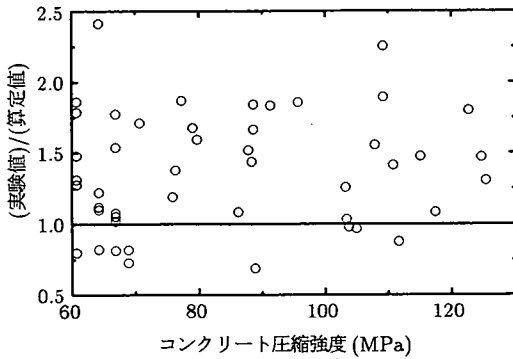


図-22 (実験値)/(算定値)とコンクリート圧縮強度の関係

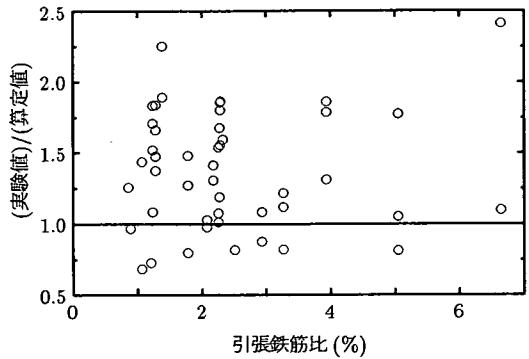


図-24 (実験値)/(算定値)と引張鉄筋比の関係

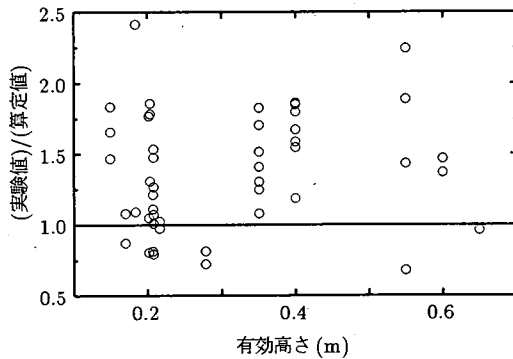


図-23 (実験値)/(算定値)と有効高さの関係

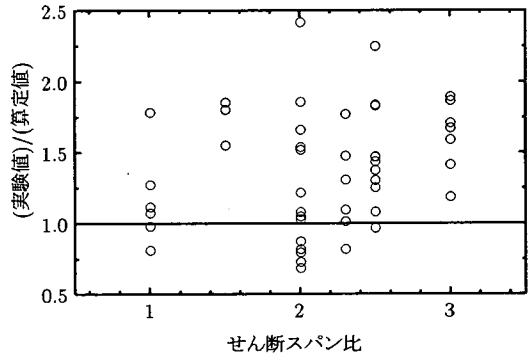


図-25 (実験値)/(算定値)とせん断スパン比の関係

ることを考慮し<sup>26)</sup>、せん断圧縮破壊する高強度 RC はりのせん断強度式として、式(5)の示方書 DB 式をそのまま適用することにした。ただし、式(5)を高強度 RC はりに適用した場合、普通強度 RC はりに比べ、(実験値)/(算定値)の平均および変動係数が大きくなる影響は、後述の部材係数  $\gamma_{bc}$  に反映させる。なお、以降の説明を簡単にするため、式(5)と同じ式(7)を新たに定義し、式(5)は  $f'_c < 60\text{MPa}$ 、式(7)は  $f'_c \geq 60\text{MPa}$  の RC はりのせん断強度式とする。

$$f_u = \beta_d \cdot \beta_p \cdot \beta_a \cdot f_{dd} / \gamma_{bc} \quad (7)$$

$$60 \leq f'_c \leq 130 \text{ (MPa)}$$

高強度 RC はりに対して、式(6)および式(7)は、ともに最大荷重  $P_{\max}$  から算定される最大せん断強度の予測式であることから、破壊モードの変化も含むせん断スパン比のせん断強度への影響と両式の間関係を考察する。式(6)と式(7)では、引張鉄筋比  $p_w$  の RC はりのせん断強度に与える影響を同様に考慮しているため、両式からせん断強度を計算する際には、 $p_w = 1.0\%$  に固定した。そして、コンクリート圧縮強度  $f'_c$  を 60MPa、80MPa、100MPa、および有効高さ  $d$  を 0.15m、0.50m、1.2m とし、両式のせん断強度が一致するせん断スパン比の大きさを算定した。結果を図-26および図-

27に示す。両式のせん断強度が一致するせん断スパン比  $a/d$  は、図-26および図-27を計算した RC はりの諸元の範囲で、それぞれ  $a/d = 2.6 \sim 3.1$ 、および  $a/d = 2.5 \sim 3.2$  である。なお、図-26において、式(6)から計算されるせん断強度は、コンクリート圧縮強度に関わらず一定となるため、図中、式(6)の計算結果を示す線(黒の実線)は一本となる。

表-1に示した著者らの実験では、前述した通り、せん断スパン比 2.5~3.0 がせん断圧縮破壊と斜め引張破壊の遷移帯となった。しかし、式(6)と式(7)において、式(7)のせん断強度が実験値を過小評価し、さらに両式が持つばらつきの大きさを考慮すると、図-26や図-27などを基に、両式のせん断強度の大きさから破壊モードの判定を行うことは難しい。現状では、例えば表-9の斜め引張破壊した供試体のせん断スパン比が全て 2.5 以上であることを考慮し、せん断スパン比 2.5 を目安とするなどとして、両式を使い分けるのが妥当と判断される。

### c) 部材係数の検討

部材係数  $\gamma_b$  に関し、二羽式(式(1))では、 $\gamma_b = 1.3$  が望ましいとされ<sup>17)</sup>、また、二羽式を基にするコンクリート標準示方書の棒部材の設計せん断耐力式、および示方書 DB 式(式(5))でも、一般には  $\gamma_b = 1.3$  が規定される<sup>19)</sup>。これら  $\gamma_b$  の値は、部材断面耐力の計算上の不確

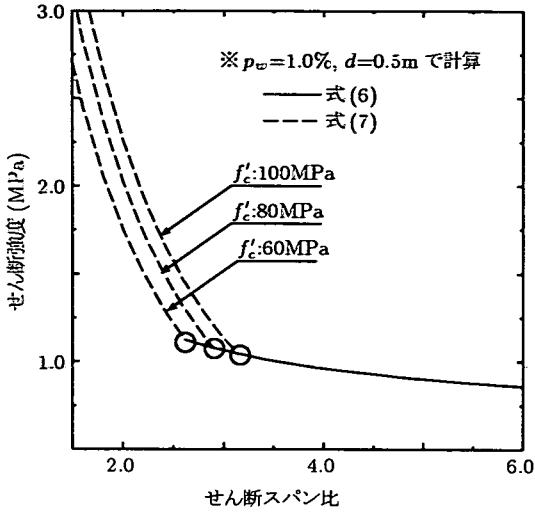


図-26 破壊モードの移行に対する提案式のすりつき (コンクリート圧縮強度に着目)

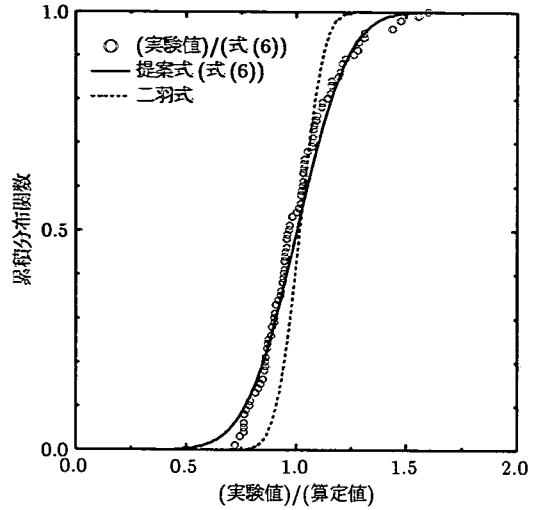


図-28 斜め引張破壊する高強度 RC はりの部材係数の検討

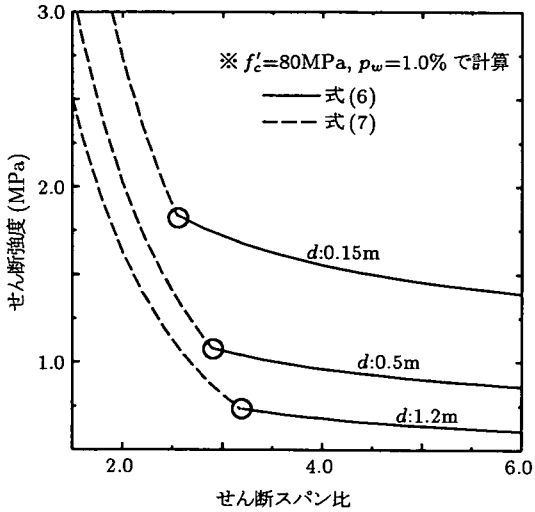


図-27 破壊モードの移行に対する提案式のすりつき (有効高さに着目)

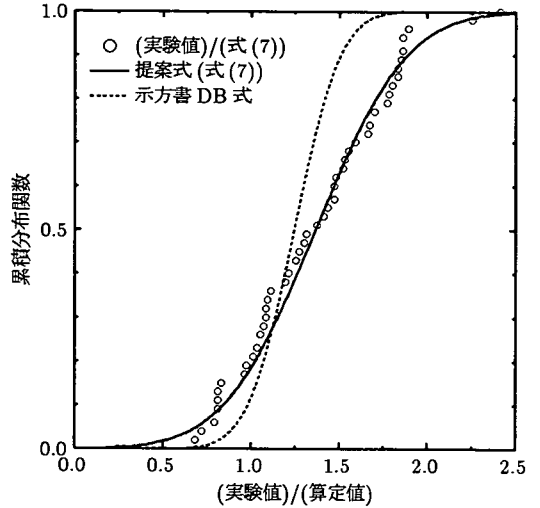


図-29 せん断圧縮破壊する高強度 RC はりの部材係数の検討

実性の他に、部材の重要度、破壊性状、さらには、有効高さの大きい実験結果が少ないなどのデータの偏り、等の要因を考慮して定められた結果と考えられるが<sup>17),19)</sup>、ここでは、特に耐力の計算上の不確実性のみに着目し、普通強度 RC はりに対して用いられてきた式(1)や式(5)と高強度 RC はりに対して用いる式(6)や式(7)から得られる (実験値)/(算定値) の統計量 (平均値, 変動係数) が異なることを部材係数  $\gamma_b$  に反映させる。なお、式(1)などが導かれた際に参照された実験データ数と、高強度 RC はりのせん断強度式の検討を行った際に参照した実験データ数は異なるが、以降の検討では、このような標本数の相違は無視している。

この種の検討を行う場合、確率変数  $x = (\text{実験値})/(\text{算定値})$  に対し、算定値を  $\gamma_b$  で除した値が実験値を上回る確率、すなわち  $\gamma_b \cdot x$  が 1.0 を下回る確率が一定限度  $pf_k$  以下となるように確定値  $\gamma_b$  は決められる。しかし、 $pf_k$  に関し、統一した基準を設けることは難しく、例えば、普通強度 RC はりに対して式(1)と式(5)を適用することで得られる (実験値)/(算定値) の統計量が両者で異なるにも関わらず、 $\gamma_b = 1.3$  の値が用いられていることを考慮した対応が必要である。そこで本研究では、式(6)や式(7)で用いるべき部材係数は、式(1)や式(5)において、 $\gamma_b = 1.3$  により確保される  $pf_k$  の値を満足するように決定する。これは、信頼性設計における安全性基

表-12 各せん断強度式から算定された部材係数

部材係数算定時の $pf_k$	斜め引張		せん断圧縮	
	式(1)	式(6)	式(5)	式(7)
式(1) から得られる $pf_k$ (=0.14%)	1.30	2.18	—	—
式(5) から得られる $pf_k$ (=0.99%)	—	—	1.30	2.38
1%	1.21	1.72	1.30	2.38
5%	1.13	1.41	1.10	1.43

準(許容破壊確率)をキャリブレーションに基づき設定する考え<sup>30)</sup>と同じであり、式(1)や式(5)に $\gamma_b=1.3$ を適用することで算定された設計せん断強度が有する $pf_k$ の大きさが、十分に容認されているとの前提に立つ。

ここでは、全ての確率変数が正規分布に従うとし、まず、斜め引張破壊する高強度 RC はりのせん断強度を予測する式(6)に用いる部材係数 $\gamma_{bs}$ を算定する。式(1)の $x_1=(\text{実験値})/(\text{算定値})$ は、平均1.02、変動係数8.2%であり<sup>17)</sup>、累積分布関数 $F_1(x_1)$ を図-28に示す。従って、 $\gamma_b(=1.3)$ で除した式(1)のせん断強度が実強度を上回る確率は、 $F_1(1.0/\gamma_b)=0.14\%$ である。一方、式(6)の $x_6=(\text{実験値})/(\text{算定値})$ は、平均1.01、変動係数18.3%であり、累積分布関数 $F_6(x_6)$ で、 $F_6(1/\gamma_{bs})=F_1(1.0/\gamma_b)$ となる $\gamma_{bs}$ を定めた結果、 $\gamma_{bs}=2.18$ を得た。図-28には、 $F_6(x_6)$ を表-9の実験結果と共に示す。

次に、せん断圧縮破壊する高強度 RC はりのせん断強度を予測する式(7)に用いる部材係数 $\gamma_{bc}$ を算定する。式(5)の $x_5=(\text{実験値})/(\text{算定値})$ は、平均1.25、変動係数16.5%であり<sup>26)</sup>、累積分布関数 $F_5(x_5)$ を図-29に示す。従って、 $\gamma_b(=1.3)$ で除した式(5)のせん断強度が実強度を上回る確率は、 $F_5(1.0/\gamma_b)=0.99\%$ となり、 $F_1(1.0/\gamma_b)$ に比べて大きい。一方、式(7)の $x_7=(\text{実験値})/(\text{算定値})$ は、平均1.37、変動係数29.7%であり、累積分布関数 $F_7(x_7)$ で、 $F_7(1/\gamma_{bc})=F_5(1.0/\gamma_b)$ となる $\gamma_{bc}$ を定めた結果、 $\gamma_{bc}=2.38$ を得た。図-29には、 $F_7(x_7)$ を表-10の実験結果と共に示す。

結果として、式(6)や式(7)のせん断強度式から得られる(実験値)/(計算値)のばらつきが普通強度 RC はりのせん断強度式(式(1)、式(5))から得られるばらつきに比べて大きいと、実強度を上回る設計せん断強度を算定する確率 $pf_k$ を式(1)や式(5)を用いる際に許容されてきた値と等しくするためには、式(6)や式(7)から算定されるせん断強度を従来の値よりもかなり大きな部材係数で除す必要がある。

$pf_k = 1\%$ 、あるいは $5\%$ としたときの各せん断強度式に用いる部材係数の一覧を表-12に示した。図-28や図-29に示されるように、実験データと累積分布関数は、概ね良い対応を見せるが、裾部では差が生じてい

る。特に、式(1)から得られる $pf_k$ のように、非常に小さい確率値を基に部材係数を検討する場合には、この影響が大きく、逆に $pf_k=1\%$ 、 $5\%$ となるのに伴い、式(1)と式(6)で用いるそれぞれの部材係数の差は小さくなる。

本研究では適切な $pf_k$ の大きさには言及しないが、式(1)および式(5)に対して部材係数1.3を適用し、それぞれ $pf_k=0.14\%$ および $0.99\%$ もの非常に高い安全性を確保する設計を受け入れている現状では、式(6)に対して $\gamma_{bs}=2.18$ 、式(7)に対して $\gamma_{bc}=2.38$ の部材係数を用いるのが適当と判断される。なお、このような大きな部材係数を適用して式(6)や式(7)を用いる限り、高強度 RC はりの設計せん断強度は過小に評価されるため、高強度 RC はりの実構造への普及を図ることが難しくなる。しかしながら、従来慣用的に使用されてきた部材係数に明確な根拠はなく、むしろ式(1)のように、 $pf_k=0.14\%$ を確保するような部材係数を用いている現状を今後見直していく必要がある。性能照査型設計法の導入後、現行の示方書では対応できない高強度 RC はりなどの新材料・新構造形式のコンクリート構造への適用を促進するため、表-12に示される $pf_k$ の大きさの妥当性、それに用いる安全係数の設定法、さらには設計対象構造物に付与する安全性の大きさなどに関し、議論する必要がある。

なお、本研究で実施したせん断実験において、例えばコンクリート圧縮強度 $f'_c$ など、着目した因子の変動に対して得られる最大荷重の変化を考察すると、明らかにその因子以外の影響による実験結果のばらつきが認められる場合があった。この問題に関し、例えば山谷ら<sup>31)</sup>は、軸方向圧縮力が作用する RC はりのせん断実験を通し、コンクリート圧縮強度に若干の相違はあるものの、その他は全く同じ諸元を有する供試体間でも、そのせん断強度には有意な差が認められる場合があり、せん断強度評価は十分な量の実験データに基づく必要性を説いている。提示した部材係数は、これらばらつきを含めた結果だが、今後は、同一の諸元を有するせん断実験も実施し、この種の実験に介在する不確実性を評価するとともに、その影響を反映して適宜部材係数を修正する必要がある。

## 5. 結論

本研究により得られた結論を以下に示す。

- 1) コンクリート圧縮強度70MPa~130MPaを持つ腹鉄筋のない高強度 RC はりのせん断特性を考察した。その結果、高強度 RC はりの斜め引張破壊やせん断圧縮破壊の破壊形態は、普通強度 RC はりのせん断実験から得られる観察と大きな違いは認めら

れないこと、さらに、斜め引張破壊とせん断圧縮破壊の破壊モードの遷移帯となるせん断スパン比も、普通強度 RC はりと同じく 2.5~3.0 にあること、などが確認された。また、せん断圧縮破壊する高強度 RC はりのせん断強度に及ぼす各パラメータ (コンクリート圧縮強度、有効高さ、せん断スパン比、引張鉄筋比) の影響は、普通強度 RC はりに適用されてきた既往のせん断強度式で評価可能であるのに対して、斜め引張破壊する高強度 RC はりでは、コンクリート圧縮強度の増加に対し、せん断強度が一定値に収束すること、寸法効果の影響が普通強度 RC はりより大きくなること、などが確認された。

- 2) 著者らが行ったせん断実験に加え、既往の国内外の高強度 RC はりのせん断実験結果を収集し、せん断強度式を提案した。その結果、斜め引張破壊する高強度 RC はりのせん断強度式として、既往の評価式を全 80 体の実験結果を基に修正することで、式 (6) を得た。これにより、特定のパラメータによる精度の偏りは生じなくなり、(実験値)/(式 (6) の計算値) の平均は 1.01、変動係数は 18.3% となることを確認した。一方、せん断圧縮破壊する高強度 RC はりでは、全 47 体の実験結果から、普通強度 RC はりに対して用いられてきたせん断強度式をそのまま適用しても、各パラメータがそのせん断強度に与える影響を偏りなく評価でき、(実験値)/(式 (7) の計算値) の平均は 1.37、変動係数は 29.7% となることを確認した。なお、普通強度 RC はりを対象とした式 (1) とコンクリート圧縮強度  $f_c=60\text{MPa}$  以上を対象とした式 (6) の  $f_c=60\text{MPa}$  における整合性、および式 (6) と式 (7) から得られるせん断強度を基にした破壊形態の判定、などに関しては、今後さらなる検証が必要である。
- 3) 既往のせん断強度式において、規定される部材係数を使用した上でも実強度を上回るせん断強度が算定される危険度を基準として、式 (6) および式 (7) から設計せん断強度を算定する際に用いる部材係数を評価した。

## 参考文献

- 1) 友澤史紀, 阿部道彦, 榊田佳寛: 高強度コンクリートの開発, コンクリート工学, Vol.32, No.10, pp.11-19, 1994.
- 2) 森田司郎, 上之藪隆志, 塩原等, 福山洋, 平石久廣: 高強度鉄筋の開発, コンクリート工学, Vol.32, No.10, pp.20-27, 1994.
- 3) 鈴木基行, 今福健一郎, 大橋岳, 前田直己, 尾坂芳夫: スターラップのない超高強度コンクリートはり部材のせん断耐力に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.40A, pp.1369-1380, 1994.
- 4) 阿部祐規, 伊藤聖生, 松原一実, 鈴木基行: 超高強度材料を用いたせん断補強鉄筋のない RC はり部材のせん断耐力に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.21, No.3, pp.181-186, 1999.
- 5) 伊藤聖生, 阿部祐規, 松原一実, 鈴木基行: 超高強度材料を用いた腹鉄筋のない RC はり部材のせん断特性に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.22, No.3, pp.967-972, 2000.
- 6) 松井祐一, 内田裕市, 六郷恵哲, 小柳冶: 超高強度コンクリートを用いた RC はり部材のせん断耐力に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.17, No.2, pp.655-660, 1995.
- 7) 藤田学, 大館武彦: 鉄筋コンクリートはり部材のせん断耐力におけるコンクリート強度の影響, コンクリート工学年次論文集, Vol.22, No.3, pp.955-960, 2000.
- 8) 望月秀朗, 児島孝之, 高木宣章, 濱田譲: 超高強度コンクリートを用いたはりの曲げ・せん断挙動に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.18, No.2, pp.1127-1132, 1996.
- 9) Young-Soo, Y., William, D.C. and Denis, M.: Minimum Shear Reinforcement in Normal, Medium, and High-Strength Concrete Beams, ACI Structural Journal, Vol.93, No.5, pp.576-584, 1996.
- 10) 下野一行, 佐藤勉, 松岡茂: 高強度材料を用いた RC 梁部材に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.20, No.2, pp.1039-1044, 1998.
- 11) 土屋智史, 三島徹也, 前川宏一: 高強度構成材料を用いた RC 梁部材のせん断破壊と数値性能評価, 土木学会論文集, No.697/V-54, pp.65-84, 2002.
- 12) 下野一行, 柏原茂, 佐藤勉, 松岡茂: 高強度材料を用いた RC 梁部材のせん断耐力に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.21, No.3, pp.175-180, 1999.
- 13) 岡本大, 佐藤勉, 吉田幸司, 宮城敏明, 黒岩俊之: せん断補強筋のない高強度 RC 梁のせん断耐力について, 土木学会第 56 回年次学術講演会, V-447, CD-ROM, 2001.
- 14) Elzanaty, A.H., Nilson, A.H., and Slate, F.O.: Shear Capacity of Reinforced Concrete Beams Using High-Strength Concrete, ACI Journal, Vol.83, No.2, pp.290-296, 1986.
- 15) Shuaib, H.A. and Lue, D.M.: Flexure-Shear Interaction of Reinforced High-Strength Concrete Beams, ACI Structural Journal, Vol.84, No.4, pp.330-341, 1987.
- 16) Xie, Y., Ahmad, S.H., Yu, T., Hino, S. and Chung, W.: Shear Ductility of Reinforced Concrete Beams of Normal and High-Strength Concrete, ACI Structural Journal, Vol.91, No.2, pp.140-149, 1994.
- 17) 二羽淳一郎, 山田一字, 横沢和夫, 岡村甫: せん断補強鉄筋を用いない RC はりのせん断強度式の再評価, 土木学会論文集, 第 372 号, V-5, pp.167-176, 1986.
- 18) 土木学会: コンクリート標準示方書 [平成 8 年制定] 設計編, 1996.
- 19) 土木学会: コンクリート標準示方書 [2002 年制定] 構造性



- 能照査編, 2002.
- 20) 土木学会 : コンクリート技術の現状と示方書改訂の動向, 土木学会コンクリートライブラリー第 79 号, 1994.
- 21) American Concrete Institute : Building Code Requirements for Reinforced Concrete (ACI 318-95), 1995.
- 22) Comite Euro-International du Beton : CEB-FIP Model Code 1990, 1991.
- 23) 例えば, 中根淳, 久保田昌吾, 一瀬賢一 : シリカフェーム混入コンクリートの強度性状に関する検討, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.9, No.1, pp.51-56, 1987.
- 24) 二羽淳一郎 : FEM 解析に基づくディープビームのせん断耐荷力算定式, 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論文集, pp.119-126, 1983.
- 25) 二羽淳一郎, 前田詔一, 岡村甫 : ディープビーム的な RC 部材の設計方法に関する提案, 第 5 回コンクリート工学年次講演会講演論文集, pp.357-360, 1983.
- 26) 土木学会 : コンクリート標準示方書 (昭和 61 年制定) 改訂資料, 土木学会コンクリートライブラリー第 61 号, 1986.
- 27) Okamura, H. and Higai, T. : Proposed Design Equation for Shear Strength of Reinforced Concrete Beams without Web Reinforcement, Proc. of JSCE, No.300, pp.131-141, 1980.
- 28) 土木学会 : シリカフェームを用いたコンクリートの設計・施工指針 (案), コンクリートライブラリー第 80 号, 1995.
- 29) 友澤史紀, 野口貴文, 小野山貫造 : コンクリートの圧縮強度に及ぼす試験機剛性の影響, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.12, No.1, pp.251-256, 1990.
- 30) 星谷勝, 石井清 : 構造物の信頼性設計法, 鹿島出版会, 1986.
- 31) 山谷敦, 楢貝勇, 中村光 : 軸方向圧縮力を受ける RC 梁のせん断挙動に関する実験的研究, 土木学会論文集, No.697/V-54, pp.143-160, 2002.

(2002.7.24 受付)

## SHEAR STRENGTH OF RC BEAMS WITHOUT STIRRUP USING HIGH-STRENGTH CONCRETE OF COMPRESSIVE STRENGTH RANGING TO 130MPa

Motoyuki SUZUKI, Mitsuyoshi AKIYAMA, Wei Lun WANG, Masayoshi SATO, Naomi MAEDA and  
Yutaka FUJISAWA

Reinforced concrete beams without stirrup using high-strength concrete of compressive strength  $f'_c$  ranging from 70MPa to 130MPa were tested. The test results show that for high strength concrete (HSC) beams failed by diagonal tension, the shear strength based on conventional methods is overestimated, and for HSC beams failed by shear compression, the effect of variation of  $f'_c$ ,  $a/d$ , effective depth and main steel ratio on these shear strengths can be evaluated by conventional method. In this study, based on test results including other researcher's ones, the equations of shear strength of HSC beams are proposed and safety factors by taking the the uncertainty of proposed equation into consideration are also given.