

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

山谷 敦¹・檜貝 勇²・中村 光³

¹正会員 工博 東電設計株式会社 技術開発本部土木技術部 (〒110-0015 台東区東上野 3-3-3)

²正会員 工博 山梨大学教授 工学部土木環境工学科 (〒400-8511 甲府市武田 4-3-11)

³正会員 工博 山梨大学助教授 工学部土木環境工学科 (〒400-8511 甲府市武田 4-3-11)

軸方向圧縮力およびせん断スパン比をパラメータとした RC 梁のせん断破壊実験を行い、現状では十分と言えないこの種の実験データの充実を図ると共に、実験結果に基づいて軸方向圧縮力がせん断耐力に及ぼす影響を検討した。その結果、軸方向圧縮力の影響はせん断スパン比によって変化しないとする現行のコンクリート標準示方書のデコンプレッションモーメント法では、実験結果における軸方向圧縮力の影響を正確に再現することができないことを明らかにし、斜めひび割れ耐力に及ぼす軸方向圧縮力の影響はせん断スパン比が小さくなるに従って直線的に増加すること、同様に、せん断圧縮破壊の場合には、せん断スパン比が小さくなるに従って軸方向圧縮力によるせん断耐力の増加率が直線的に減少することを示した。

Key Words : axial compression, shear span – depth ratio, diagonal tension failure, shear compression failure, decompression moment

1. はじめに

上部工を支える橋脚や地中に埋設されたボックスカルバート等、凡そ全ての土木構造物は軸方向力、特に軸方向圧縮力と無縁ではなく、しかも部材耐力や変形性能(じん性)の評価においては、軸方向力が支配的なパラメータの一つとなっている。RC 梁のせん断耐力に対しても軸方向力は主要な影響因子の一つであり、一般に、軸方向圧縮力の作用により部材のせん断耐力は増加し、軸方向引張力の場合には減少する。これは、軸方向力の存在により、斜めひび割れの原因となる主引張応力が増減するためである。

これまでに行われた軸方向力を受ける RC 梁の代表的な研究として、1970 年前後に発表された Mattock¹⁾および Haddadin ら²⁾の実験的研究がある。Mattock は軸方向力を受け、せん断補強をしていない RC 梁のせん断破壊実験を行い、曲げひび割れ耐力から斜めひび割れ耐力への耐力増加量は軸方向力に影響されず、軸方向力による斜めひび割れ耐力の増減は、曲げひび割れ耐力の変化量に相当することを示した。Haddadin らは、軸方向力を受ける梁に対するせん断補強筋の影響を、軸方向力、せん断スパン比、せん断補強の程度をパラメータとした T 型梁の実験結果を基に検討し、せん断補強筋の効果は軸方向力の存在によって大きな影響を受けず、斜め引張破壊の場合により大きな補強効果があること、軸方向力がせん断耐

力に及ぼす影響はせん断スパン比が大きくなるにつれて低下すること等を明らかにした。

一方、現行の土木学会コンクリート標準示方書³⁾(以下、示方書)では、せん断耐力に及ぼす軸方向力の評価法として、過去に CEB/FIP のモデルコード⁴⁾で採用されていたデコンプレッションモーメントを用いた手法が採用されており、その適用性に関しては示方書改定資料⁵⁾の中で前述の Haddadin らの実験により検証されている。それによれば、デコンプレッションモーメント法に基づく示方書の斜めひび割れ耐力は、せん断スパン比 a/d が小さい場合には安全側、 a/d が大きい場合にはやや危険側の値を与える傾向があり、軸方向力に関しては、圧縮力の場合に安全側、引張力の場合にやや危険側となる傾向が認められる。また、スターラップが配置された梁のせん断耐力については、実験値と計算値の比がほぼ全て 1.2~1.7 の範囲にあり、 a/d が大きく軸方向引張力を受ける場合でもせん断破壊に対する安全率が低下する傾向は見られない。

しかし、RC 梁のせん断破壊に関する研究が進む中、軸方向力を受ける梁のせん断耐力の研究は決して十分とは言えず、研究の拠り所となる実験データも不足しているのが実状である。このような状況にあって田村ら^{6,7)}は、特にデータが不足している軸方向引張力に着目した実験を行って実験データの充実を図り、さらに、軸方向引張力、鉄筋比、せん断スパン比とせん断耐力の関係を明ら

表-1 実験供試体の諸元一覧

No.	タイプ	せん断スパン a(cm)	有効高さ d(cm)	せん断スパン比 a/d	軸圧縮応力度 σ_c (MPa)	コンクリート 圧縮強度 f_c (MPa)	引張鉄筋				圧縮鉄筋		
							鉄筋径、 本数	鉄筋比 P(%)	降伏強度 f_y (MPa)	ヤング率 E_s (GPa)	鉄筋径、 本数	降伏強度 f_y (MPa)	ヤング率 E_s (GPa)
1	A	85	16	5.31	0.00	32.7	2D25	3.17	395	178	2D19	376	180
2				5.31	0.98	33.8	2D25	3.17	395	178	2D19	376	180
3				5.31	2.45	33.6	2D25	3.17	395	178	2D19	376	180
4				5.31	4.90	28.9	2D25	3.17	395	178	2D19	376	180
5	A	70	16	4.38	0.00	27.8	2D22	2.42	333	179	2D13	368	170
6				4.38	0.00	27.7	2D22	2.42	362	187	2D13	359	181
7				4.38	0.00	28.4	2D22	2.42	362	187	2D13	359	181
8				4.38	0.98	30.1	2D22	2.42	333	179	2D13	368	170
9				4.38	2.45	29.7	2D22	2.42	333	179	2D13	368	170
10				4.38	2.45	34.3	2D22	2.42	362	187	2D13	359	181
11				4.38	2.45	32.6	2D22	2.42	362	187	2D13	359	181
12				4.38	4.90	32.3	2D22	2.42	333	179	2D13	368	170
13	4.38	4.90	31.9	2D22	2.42	362	187	2D13	359	181			
14	4.38	4.90	30.8	2D22	2.42	362	187	2D13	359	181			
15	B	65	16	4.06	0.00	30.7	3D19	2.69	370	169	2D16	372	181
16				4.06	0.98	26.9	3D19	2.69	370	169	2D16	372	181
17				4.06	2.45	30.2	3D19	2.69	370	169	2D16	372	181
18				4.06	4.90	25.3	3D19	2.69	370	169	2D16	372	181
19	A	55	16	3.44	0.00	30.0	2D22	2.42	333	179	2D13	368	170
20				3.44	0.98	31.0	2D22	2.42	333	179	2D13	368	170
21				3.44	2.45	31.9	2D22	2.42	333	179	2D13	368	170
22				3.44	4.90	33.1	2D22	2.42	333	179	2D13	368	170
23	A	47.5	16	2.97	0.00	31.5	2D22	2.42	333	179	2D13	368	170
24				2.97	0.49	29.9	2D22	2.42	333	179	2D13	368	170
25				2.97	0.98	26.8	2D22	2.42	333	179	2D13	368	170
26				2.97	2.45	24.1	2D22	2.42	333	179	2D13	368	170
27				2.97	4.90	31.4	2D22	2.42	333	179	2D13	368	170
28	A	40	16	2.50	0.00	31.3	2D22	2.42	333	179	2D13	368	170
29				2.50	0.00	26.3	2D22	2.42	362	187	2D13	359	181
30				2.50	0.00	27.9	2D22	2.42	362	187	2D13	359	181
31				2.50	0.98	31.7	2D22	2.42	333	179	2D13	368	170
32				2.50	2.45	32.2	2D22	2.42	333	179	2D13	368	170
33				2.50	2.45	28.6	2D22	2.42	362	187	2D13	359	181
34				2.50	2.45	31.0	2D22	2.42	362	187	2D13	359	181
35				2.50	2.45	35.3	2D22	2.42	362	187	2D13	359	181
36				2.50	4.90	28.3	2D22	2.42	333	179	2D13	368	170
37				2.50	4.90	32.0	2D22	2.42	362	187	2D13	359	181
38	2.50	4.90	32.9	2D22	2.42	362	187	2D13	359	181			
39	A	35	16	2.19	0.00	34.2	2D25	3.17	395	178	2D19	376	180
40				2.19	0.98	32.3	2D25	3.17	395	178	2D19	376	180
41				2.19	2.45	32.0	2D25	3.17	395	178	2D19	376	180
42				2.19	4.90	34.1	2D25	3.17	395	178	2D19	376	180
43	B	30	16	1.88	0.00	27.9	3D19	2.69	370	169	2D16	372	181
44				1.88	0.98	30.0	3D19	2.69	370	169	2D16	372	181
45				1.88	2.45	30.2	3D19	2.69	370	169	2D16	372	181
46				1.88	4.90	24.6	3D19	2.69	370	169	2D16	372	181
47				1.88	4.90	30.4	3D19	2.69	370	169	2D16	372	181
48	A	20	16	1.25	0.00	31.9	2D25	3.17	386	182	2D19	387	181
49				1.25	0.00	29.0	2D25	3.17	386	182	2D19	387	181
50				1.25	0.00	30.3	2D25	3.17	386	182	2D19	387	181
51				1.25	0.98	31.6	2D25	3.17	386	182	2D19	387	181
52				1.25	2.45	32.9	2D25	3.17	386	182	2D19	387	181
53				1.25	4.90	31.0	2D25	3.17	386	182	2D19	387	181
54	1.25	4.90	29.0	2D25	3.17	386	182	2D19	387	181			
55	1.25	4.90	30.9	2D25	3.17	386	182	2D19	387	181			
56	A	14	16	0.875	0.00	33.2	2D25	3.17	386	182	2D19	387	181
57				0.875	0.00	29.0	2D25	3.17	386	182	2D19	387	181
58				0.875	0.00	27.6	2D25	3.17	386	182	2D19	387	181
59				0.875	0.98	29.0	2D25	3.17	386	182	2D19	387	181
60				0.875	2.45	33.4	2D25	3.17	386	182	2D19	387	181
61				0.875	2.45	27.2	2D25	3.17	386	182	2D19	387	181
62				0.875	4.90	29.7	2D25	3.17	386	182	2D19	387	181
63				0.875	4.90	31.9	2D25	3.17	386	182	2D19	387	181
64	0.875	4.90	26.0	2D25	3.17	386	182	2D19	387	181			

かにして、デコンプレッションモーメント法に基づくせん断耐力算定式の高精度化を図っている。

軸方向圧縮力を受ける場合については、前述した Mattock, Haddadin らの実験結果があるものの、Haddadin らの実験はせん断補強筋を有する T 型梁を対象としたものでことから、せん断耐力の評価の際にはトラス理論の妥当性、T 型断面と矩形断面のせん断圧縮耐力の違い等が問題となる。Mattock の実験はせん断補強筋の無い矩形断面に対するものではあるが、供試体の a/d は 3.0 と 5.4

の 2 種類 (ただし、文献 1) では載荷板の幅を考慮して、a/d=2.74, 5.14 としている) で、破壊モードのほとんどが斜め引張破壊に限定されていることから、彼の実験データだけでは軸方向圧縮力がせん断耐力に及ぼす影響をせん断スパン比の変化と合わせて系統的に評価することはできない。

そこで本研究では、現状では十分と言えない軸方向圧縮力を受ける RC 梁の実験データの充実を図るために、せん断スパン比と軸方向圧縮力をパラメータとした RC

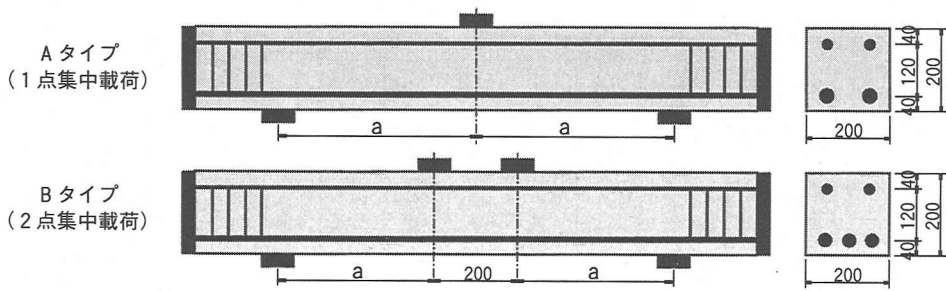


図-1 実験供試体（諸元の詳細は表-1 参照）

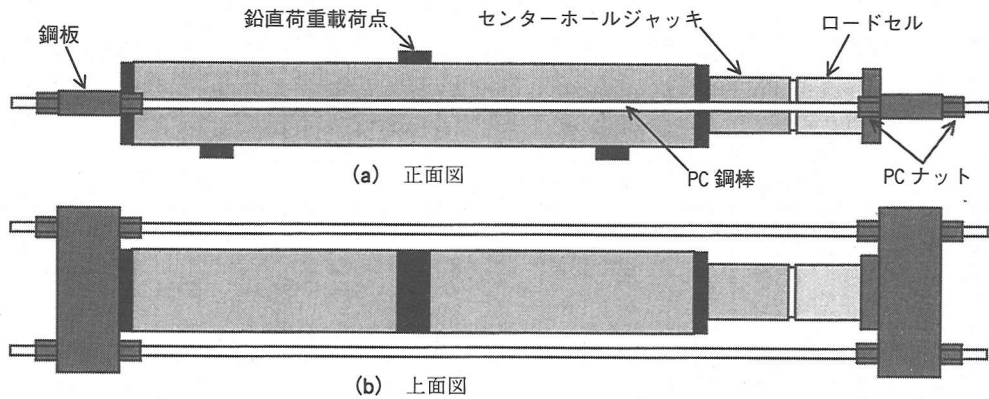


図-2 荷重の載荷方法

梁のせん断破壊実験を行い、せん断スパン比と軸方向圧縮力の違いがせん断耐力および破壊性状に及ぼす影響について検討した。

2. 実験方法

(1) 実験供試体および実験条件

実験に用いた梁は、図-1 に示すようなせん断補強筋の無い1点集中荷重（Aタイプ）あるいは2点集中荷重（Bタイプ）の単純梁である。スパン中央の1点集中荷重あるいは対称2点集中荷重は単純梁の荷重方法として一般的であるが、本研究では、軸方向圧縮力に伴うせん断耐力の変化が純曲げ区間の有無に影響されないことを確認するために、これら2つのタイプの供試体により実験が行われた。断面形状は全て幅20cm×高さ20cm、有効高さ16cmの複鉄筋正方形断面に統一されている。

供試体の諸元一覧を表-1 に示す。既往の研究によれば、軸方向圧縮力がせん断耐力に及ぼす影響はせん断スパン比 a/d によって異なることが予想される。そこで、本研究における実験パラメータは、1)せん断スパン比 a/d 、2)軸

方向圧縮力 σ'_0 とした。 a/d については、幅広い範囲での実験データの取得を目的として、表-1 に示すように、 $a/d=5.31, 4.38, 4.06, 3.44, 2.97, 2.50, 2.18, 1.88, 1.25, 0.875$ の10種類とした。このうち $a/d=4.06$ と 1.88 は対称2点集中荷重のBタイプであり、それ以外は1点集中荷重のAタイプである。 σ'_0 については、それぞれの a/d に対して 0.98MPa 、 2.45MPa 、 4.90MPa と、比較のための 0.0MPa （軸方向力無し）を基本とした。 $a/d=2.97$ の梁では参考のために $\sigma'_0=0.49\text{MPa}$ に対しても荷重を行った。実験データのばらつきを確認するために、 $a/d=4.38$ と 2.50 の梁では $\sigma'_0=0.0, 2.45, 4.90\text{MPa}$ の各軸方向力に対して、また $a/d=1.25$ と 0.875 の梁では $\sigma'_0=0.0, 4.90\text{MPa}$ の軸方向力に対して、それぞれ3又は4体の複数の供試体が用意された。

コンクリートには早強ポルトランドセメント、最大寸法20mmの碎石および富士川産細骨材を使用し、目標スランプ8cm、水セメント比 $W/C=64\%$ で配合した。実験時の材令は7日であり、その時点での圧縮強度 f_c は表-1 に示すとおり $24.1\sim 35.3\text{MPa}$ の範囲にあった。

引張主鉄筋としては、D19～D25の異形棒鋼を図-1 のように配置した。引張鉄筋比は $2.42\sim 3.17\%$ であり、降伏

表-2 実験結果

No.	斜めひび割れ耐力 V_{c0} (kN)	せん断圧縮耐力 V_{c0} (kN)	二羽式(棒部材式)					二羽式(ディーブーム式)					軸力項 β_{rc}	軸力項 β_{ra}		
			β_{1c}	β_{2c}	β_{3c}	β_{4c}	β_n	V_{c-cal} (kN)	β_{1u}	β_{2u}	β_{3u}	β_{4u}			β_n	V_{c-cal} (kN)
1	54.0	-	0.639	1.58	1.47	1.01	1.00	48.1	2.50	2.67	2.78	0.034	1.00	20.3	1.12	-
2	56.4	-	0.647	1.58	1.47	1.01	1.05	51.1	2.56	2.67	2.78	0.034	1.05	21.8	1.16	-
3	57.7	-	0.645	1.58	1.47	1.01	1.12	54.6	2.54	2.67	2.78	0.034	1.12	23.2	1.19	-
4	58.2	-	0.614	1.58	1.47	1.01	1.25	57.8	2.30	2.67	2.78	0.034	1.25	23.4	1.26	-
5	48.8	-	0.605	1.58	1.34	1.07	1.00	44.0	2.24	2.67	2.56	0.050	1.00	24.2	1.11	-
6	51.6	-	0.605	1.58	1.34	1.07	1.00	43.9	2.24	2.67	2.56	0.050	1.00	24.2	1.17	-
7	56.5	-	0.610	1.58	1.34	1.07	1.00	44.4	2.28	2.67	2.56	0.050	1.00	24.6	1.27	-
8	52.4	-	0.622	1.58	1.34	1.07	1.07	48.5	2.37	2.67	2.56	0.050	1.07	27.5	1.16	-
9	51.5	(52.7)	0.619	1.58	1.34	1.07	1.18	53.3	2.35	2.67	2.56	0.050	1.18	30.1	1.14	-
10	44.2	(51.3)	0.650	1.58	1.34	1.07	1.17	55.2	2.58	2.67	2.56	0.050	1.17	32.6	0.94	-
11	49.1	-	0.639	1.58	1.34	1.07	1.17	54.3	2.49	2.67	2.56	0.050	1.17	31.5	1.06	-
12	64.5	-	0.637	1.58	1.34	1.07	1.37	63.2	2.48	2.67	2.56	0.050	1.37	36.6	1.39	-
13	61.7	-	0.634	1.58	1.34	1.07	1.34	61.7	2.46	2.67	2.56	0.050	1.34	35.6	1.34	-
14	58.9	(63.7)	0.627	1.58	1.34	1.07	1.34	61.1	2.40	2.67	2.56	0.050	1.34	34.9	1.29	-
15	49.9	-	0.626	1.58	1.39	1.09	1.00	48.2	2.40	2.67	2.64	0.057	1.00	30.8	1.04	-
16	45.3	-	0.599	1.58	1.39	1.09	1.06	49.0	2.19	2.67	2.64	0.057	1.06	29.9	0.98	-
17	57.8	-	0.623	1.58	1.39	1.09	1.15	55.3	2.37	2.67	2.64	0.057	1.15	35.1	1.21	-
18	63.7	-	0.587	1.58	1.39	1.09	1.31	59.3	2.11	2.67	2.64	0.057	1.31	35.6	1.41	-
19	53.7	-	0.621	1.58	1.34	1.16	1.00	48.8	2.36	2.67	2.56	0.078	1.00	40.1	1.10	-
20	50.9	-	0.628	1.58	1.34	1.16	1.07	53.0	2.41	2.67	2.56	0.078	1.07	44.0	1.03	-
21	63.5	(70.8)	0.634	1.58	1.34	1.16	1.18	59.0	2.46	2.67	2.56	0.078	1.18	49.4	1.27	-
22	66.0	(71.1)	0.642	1.58	1.34	1.16	1.36	68.8	2.52	2.67	2.56	0.078	1.36	58.4	1.31	-
23	58.7	-	0.631	1.58	1.34	1.22	1.00	52.4	2.44	2.67	2.56	0.102	1.00	54.1	1.12	-
24	56.1	(58.8)	0.621	1.58	1.34	1.22	1.04	53.4	2.36	2.67	2.56	0.102	1.04	54.2	1.09	-
25	63.3	77.4	0.598	1.58	1.34	1.22	1.07	53.3	2.19	2.67	2.56	0.102	1.07	52.2	1.27	1.59
26	68.4	(72.9)	0.578	1.58	1.34	1.22	1.19	57.0	2.04	2.67	2.56	0.102	1.19	53.9	1.43	-
27	85.4	110.1	0.631	1.58	1.34	1.22	1.37	71.5	2.43	2.67	2.56	0.102	1.37	73.8	1.63	2.04
28	56.3	74.8	0.630	1.58	1.34	1.31	1.00	56.1	2.43	2.67	2.56	0.138	1.00	73.0	1.00	1.03
29	64.0	88.3	0.595	1.58	1.34	1.31	1.00	52.9	2.16	2.67	2.56	0.138	1.00	65.0	1.21	1.36
30	73.8	107.9	0.606	1.58	1.34	1.31	1.00	53.9	2.25	2.67	2.56	0.138	1.00	67.5	1.37	1.60
31	58.8	90.6	0.633	1.58	1.34	1.31	1.07	60.4	2.45	2.67	2.56	0.138	1.07	79.0	1.04	1.23
32	66.2	111.2	0.636	1.58	1.34	1.31	1.18	66.9	2.47	2.67	2.56	0.138	1.18	87.9	1.17	1.50
33	69.1	103.3	0.612	1.58	1.34	1.31	1.17	63.8	2.29	2.67	2.56	0.138	1.17	80.6	1.27	1.50
34	81.3	132.6	0.628	1.58	1.34	1.31	1.17	65.4	2.41	2.67	2.56	0.138	1.17	84.9	1.45	1.83
35	81.0	139.6	0.656	1.58	1.34	1.31	1.17	68.2	2.63	2.67	2.56	0.138	1.17	92.4	1.39	1.77
36	83.0	125.2	0.609	1.58	1.34	1.31	1.37	74.3	2.27	2.67	2.56	0.138	1.37	93.5	1.53	1.84
37	93.2	137.5	0.635	1.58	1.34	1.31	1.34	75.6	2.46	2.67	2.56	0.138	1.34	99.2	1.65	1.86
38	98.3	137.6	0.640	1.58	1.34	1.31	1.34	76.3	2.51	2.67	2.56	0.138	1.34	100.9	1.72	1.83
39	63.9	127.5	0.649	1.58	1.47	1.39	1.00	67.1	2.58	2.67	2.78	0.173	1.00	105.6	0.95	1.21
40	88.2	164.2	0.637	1.58	1.47	1.39	1.05	69.0	2.48	2.67	2.78	0.173	1.05	106.6	1.34	1.62
41	105.4	171.6	0.635	1.58	1.47	1.39	1.12	73.7	2.46	2.67	2.78	0.173	1.12	113.4	1.61	1.70
42	122.1	178.9	0.649	1.58	1.47	1.39	1.25	83.5	2.57	2.67	2.78	0.173	1.25	131.4	1.82	1.70
43	-	138.1	0.606	1.58	1.39	1.50	1.00	63.8	2.25	2.67	2.64	0.221	1.00	112.0	-	1.23
44	-	146.1	0.621	1.58	1.39	1.50	1.06	69.4	2.36	2.67	2.64	0.221	1.06	124.9	-	1.24
45	-	159.4	0.623	1.58	1.39	1.50	1.15	75.6	2.37	2.67	2.64	0.221	1.15	136.2	-	1.35
46	-	156.8	0.582	1.58	1.39	1.50	1.31	80.4	2.07	2.67	2.64	0.221	1.31	135.4	-	1.52
47	-	159.2	0.624	1.58	1.39	1.50	1.31	85.8	2.38	2.67	2.64	0.221	1.31	155.0	-	1.34
48	93.2	242.6	0.634	1.58	1.47	1.87	1.00	88.1	2.46	2.67	2.78	0.390	1.00	227.3	1.06	1.07
49	108.4	259.1	0.615	1.58	1.47	1.87	1.00	85.4	2.31	2.67	2.78	0.390	1.00	213.6	1.27	1.21
50	117.9	277.7	0.624	1.58	1.47	1.87	1.00	86.6	2.38	2.67	2.78	0.390	1.00	219.8	1.36	1.26
51	110.2	275.3	0.632	1.58	1.47	1.87	1.05	92.3	2.44	2.67	2.78	0.390	1.05	237.3	1.25	1.22
52	124.9	300.5	0.641	1.58	1.47	1.87	1.13	100.2	2.51	2.67	2.78	0.390	1.13	261.2	1.40	1.30
53	156.8	315.5	0.628	1.58	1.47	1.87	1.25	109.4	2.41	2.67	2.78	0.390	1.25	279.7	1.80	1.41
54	146.9	276.1	0.615	1.58	1.47	1.87	1.26	107.2	2.31	2.67	2.78	0.390	1.26	268.1	1.72	1.29
55	151.9	310.1	0.628	1.58	1.47	1.87	1.25	109.3	2.41	2.67	2.78	0.390	1.25	279.1	1.74	1.39
56	177.0	409.8	0.643	1.58	1.47	2.35	1.00	112.2	2.52	2.67	2.78	0.566	1.00	338.7	1.58	1.21
57	152.0	387.3	0.615	1.58	1.47	2.35	1.00	107.3	2.31	2.67	2.78	0.566	1.00	310.0	1.42	1.25
58	157.2	382.9	0.604	1.58	1.47	2.35	1.00	105.5	2.23	2.67	2.78	0.566	1.00	299.4	1.49	1.28
59	197.2	400.8	0.615	1.58	1.47	2.35	1.05	112.8	2.31	2.67	2.78	0.566	1.05	325.8	1.84	1.29
60	195.8	404.6	0.644	1.58	1.47	2.35	1.13	126.6	2.53	2.67	2.78	0.566	1.13	382.8	1.74	1.19
61	186.6	383.6	0.601	1.58	1.47	2.35	1.13	118.5	2.21	2.67	2.78	0.566	1.13	334.7	1.78	1.29
62	222.2	420.4	0.620	1.58	1.47	2.35	1.25	135.7	2.35	2.67	2.78	0.566	1.25	395.0	2.05	1.34
63	194.6	400.8	0.634	1.58	1.47	2.35	1.25	138.7	2.46	2.67	2.78	0.566	1.25	413.3	1.76	1.21
64	216.5	416.3	0.592	1.58	1.47	2.35	1.26	130.2	2.14	2.67	2.78	0.566	1.26	362.3	2.09	1.45

強度は 333~395MPa である。

本実験においては圧縮主鉄筋も使用しているが、これは以下の理由による。せん断実験用供試体の引張鉄筋比は必然的に大きくならざるを得ないのであるが、まず、引張主鉄筋のみを多量に配置した場合には、全断面有効時の図心が断面高さ中心と大きくずれてくることから、これをできるだけ回避するために圧縮主鉄筋を配置した。また、ひび割れ断面の中立軸位置が下がって引張側コンクリート断面が減少し、通常の鉄筋比を有する梁とは異

なる状況になることが考えられる。本実験の供試体でも引張鉄筋比が3%を越えるものがあることから、圧縮主鉄筋(圧縮鉄筋比0.79~1.79%)も配置して圧縮主鉄筋と引張主鉄筋の鉄筋比の差を1.38~1.63%の範囲に押さえ、中立軸位置があまり下がらないよう、また、大きく変化しないように配慮した。

梁の支点より外側の部分には、軸方向圧縮力による端部の破壊防止および主鉄筋の確実な定着を目的として、閉合型スターラップ(D10)を配置した。いずれの供試体

にも、せん断補強筋としてのスターラップは配置していない。

梁の両端面には、軸方向圧縮力を断面内に一様に導入することを目的として鋼板が取り付けられている。また、鉛直荷重載荷用の載荷板と支圧板は、共に幅 8cm×厚さ 3cm の鋼板とした。

(2) 軸方向圧縮力の載荷方法

軸方向圧縮力は、センターホールジャッキと直径 23mm の 2 本の PC 鋼棒を図-2 に示すように組み合わせで載荷した。軸方向圧縮力の載荷中は、PC 鋼棒のひずみをモニターすることにより軸方向圧縮力が断面に一様に作用していることを確認し、2 本の PC 鋼棒のひずみが大きく異なった場合には、供試体前面と背面の PC ナットを操作して両者のひずみ差が規定値以内となるよう調整した。

(3) 鉛直荷重の載荷方法

軸方向圧縮力を所定の大きさとなるまで載荷した後、軸方向圧縮力を保持した状態で、手動油圧ジャッキにより鉛直荷重を載荷した。鉛直荷重は、斜めひび割れの発生、もしくは、それ以降の耐力増加がある場合には梁が最終的な破壊に至るまで、漸増させていった。

なお、鉛直荷重を載荷する段階では PC ナットによる軸方向圧縮力の調整は行っていないが、後述するように、実験中にモニターした PC 鋼棒のひずみからは、1 供試体 (No.35) を除き、ほぼ所定の大きさの軸方向圧縮力が偏心することなく載荷されたことを確認している。

(4) 計測方法

軸方向圧縮力と鉛直荷重をロードセルによって測定すると同時に、スパン中央部の引張縁に配置したフルスケール 25mm の変位計により、鉛直荷重載荷時のたわみ (鉛直変位) を測定した。また載荷中に適宜荷重を保持して、スパン中央部と左右両支点上の主鉄筋ひずみと PC 鋼棒ひずみ (共にゲージ長 3mm) を計測し、併せてひび割れ発生・進展状況を観察した。さらに $a/d=4.38$ と 2.5 の供試体の一部では載荷点から軸方向に左右 8cm、上縁から下方に 0.85cm の位置に、また $a/d=1.25$ と 0.875 の供試体では載荷点から軸方向に左右 5cm、上縁から下方に 1.5cm および 3.5cm の位置に、それぞれゲージ長 30mm のコンクリートゲージを貼付して、載荷に伴う載荷点近傍のコンクリート圧縮ひずみの計測を行った。

3. 実験結果

全ての供試体の斜めひび割れ耐力 V_c とせん断圧縮耐

力 V_u を表-2 に示す。後述するように、表-2 のうち、No.1~27 の a/d が 2.97 以上の供試体については、 V_c から僅かな荷重増加を伴って破壊した供試体もあるが (破壊時耐力は便宜的に (V_u) として表示)、基本的に斜め引張破壊として、また、No.28~64 の a/d が 2.5 以下の供試体については全てせん断圧縮破壊として、それぞれ扱っている。ただし、 $a/d=2.97$ の供試体のうち、No.25 および No.27 は、斜めひび割れ後の耐力増加が無視できないと判断されたことから、せん断圧縮破壊として評価している。

同表には、斜めひび割れ耐力とせん断圧縮耐力の精度良い予測式として知られる二羽の棒部材式⁸⁾とディーブーム式⁹⁾に、デコンプレッションモーメント法⁵⁾により軸方向力の影響を考慮した各供試体のせん断耐力の計算値 (斜めひび割れ耐力 $V_c\text{-cal}$ 、せん断圧縮耐力 $V_u\text{-cal}$) も示してある。これらの計算値については、 $V_c\text{-cal}$ と $V_u\text{-cal}$ の大きい方が最終的なせん断耐力となる。 $V_c\text{-cal}$ および $V_u\text{-cal}$ の計算に用いたデコンプレッションモーメント法による軸力評価式は、示方書式の原式となっている式(1)とした。

$$\beta_n = 1.0 + \frac{2M_o}{M_u} \quad (1)$$

ここで、 M_o はデコンプレッションモーメント、 M_u は曲げ破壊モーメントを表す。デコンプレッションモーメントとは、軸方向圧縮力によって導入された圧縮応力度が、断面の引張縁において打ち消される大きさの曲げモーメントのことを言う。この β_n を、軸方向力を受けない場合のせん断耐力に乗じることで軸方向力の影響が考慮されることになる。式(1)の意味するところは、軸方向圧縮力が大きくなると (M_o が大きくなる) せん断耐力も比例的に増加し、耐力増加の効果は曲げ破壊モーメントが小さいほど大きい、ということである。また、同式においては、せん断スパン比が異なることによる軸方向圧縮力の影響の違いは考慮されていない。

なお、表-2 の β_{nc} と β_{nu} は、実験結果を基に算定した、斜めひび割れ耐力およびせん断圧縮耐力に対する軸方向圧縮力の影響を表す軸力項であり、これらに関しては 4. で述べる。

実験結果は、供試体 No.35, No.57~60 および No.64 を除く 58 体の供試体については主鉄筋降伏前のせん断破壊となり、実験中にモニターした PC 鋼棒のひずみからは、ほぼ所定の大きさの軸方向圧縮力が偏心することなく載荷されたことを確認した。供試体 No.35 は斜めひび割れ発生後、引張主鉄筋の降伏による曲げ破壊となり、軸方向圧縮力も破壊時には所定の値 (2.45MPa) を 1.5 倍ほど上回る 3.71MPa を記録したが、最終的にはせん断圧縮破壊となって急激に耐力が低下した。供試体 No.57~60 および No.64 においても最大荷重以前に鉄筋降伏が認めら

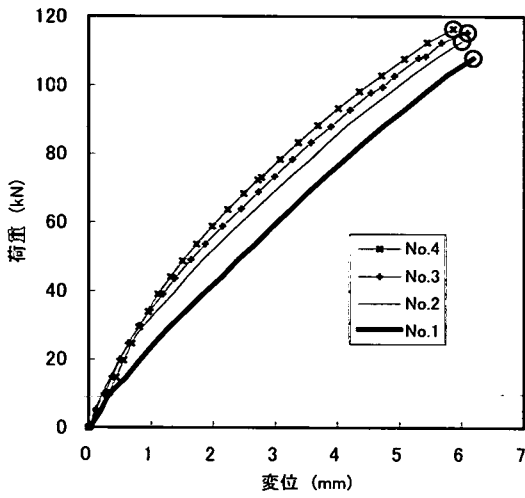


圖-3 荷重-変位関係
($a/d=5.31$)

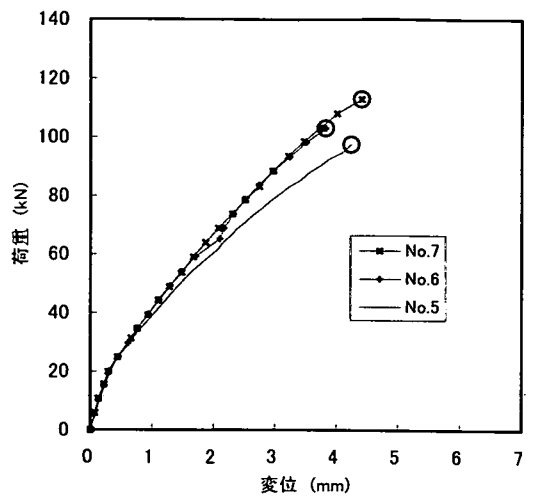


圖-4(a) 荷重-変位関係
($a/d=4.38, \sigma'_v=0.0\text{MPa}$)

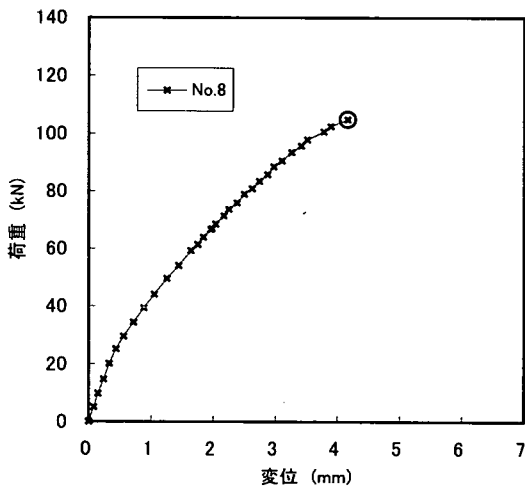


圖-4(b) 荷重-変位関係
($a/d=4.38, \sigma'_v=0.98\text{MPa}$)

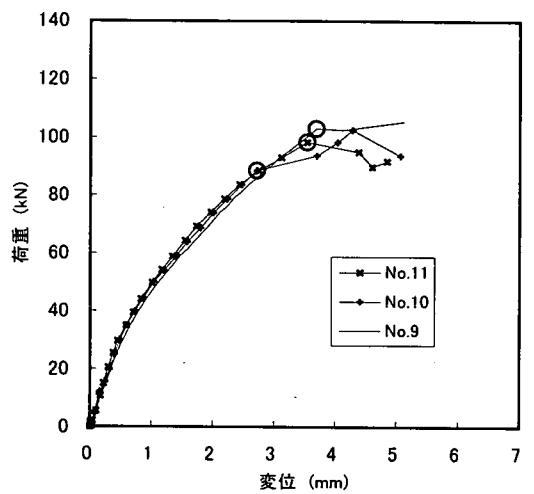


圖-4(c) 荷重-変位関係
($a/d=4.38, \sigma'_v=2.45\text{MPa}$)

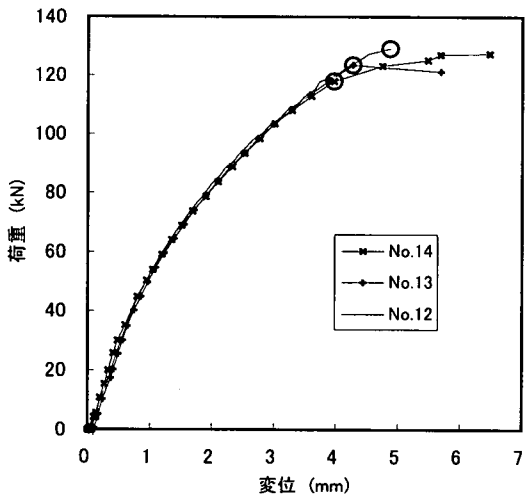


圖-4(d) 荷重-変位関係
($a/d=4.38, \sigma'_v=4.90\text{MPa}$)

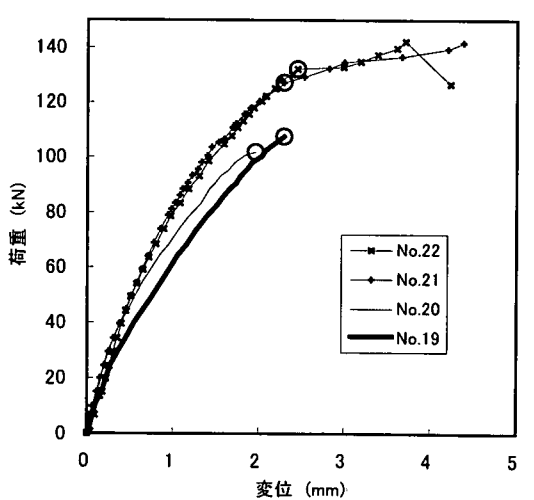


圖-5 荷重-変位関係
($a/d=3.44$)

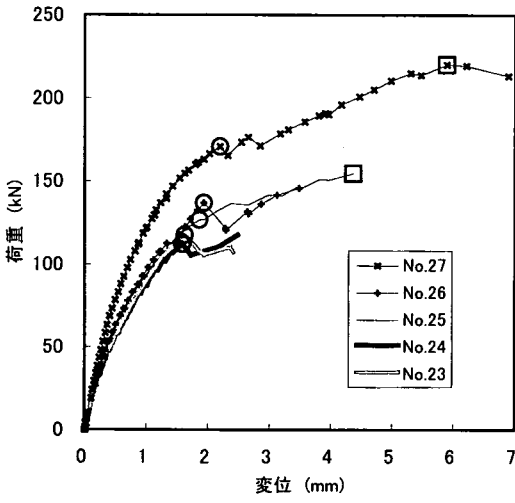


図-6 荷重-変位関係
($a/d=2.97$)

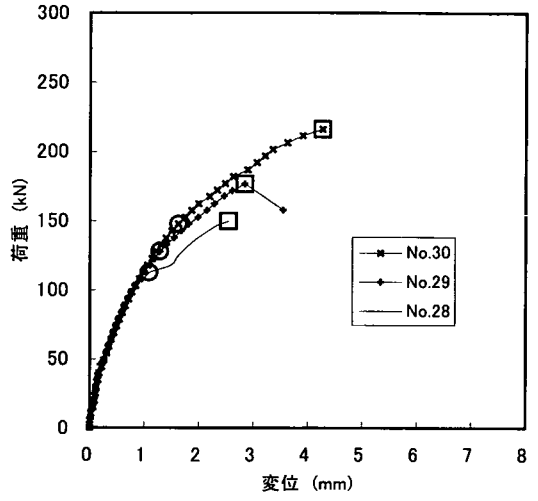


図-7(a) 荷重-変位関係
($a/d=2.50, \sigma'_{ij}=0.0\text{MPa}$)

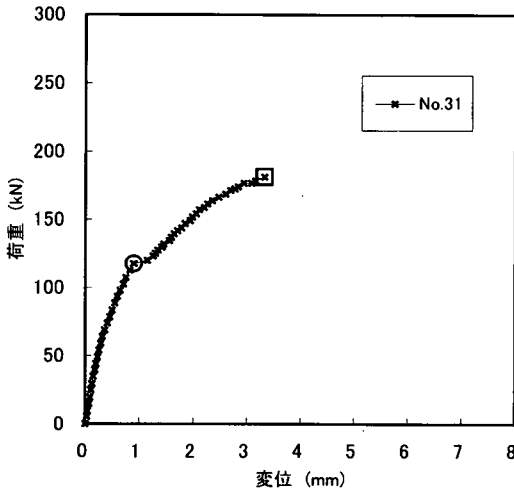


図-7(b) 荷重-変位関係
($a/d=2.50, \sigma'_{ij}=0.98\text{MPa}$)

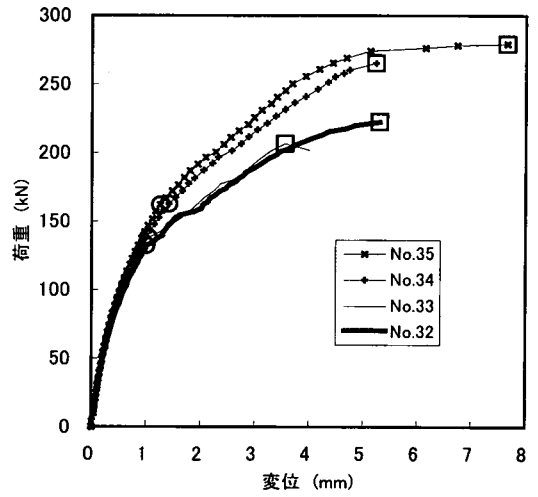


図-7(c) 荷重-変位関係
($a/d=2.50, \sigma'_{ij}=2.45\text{MPa}$)

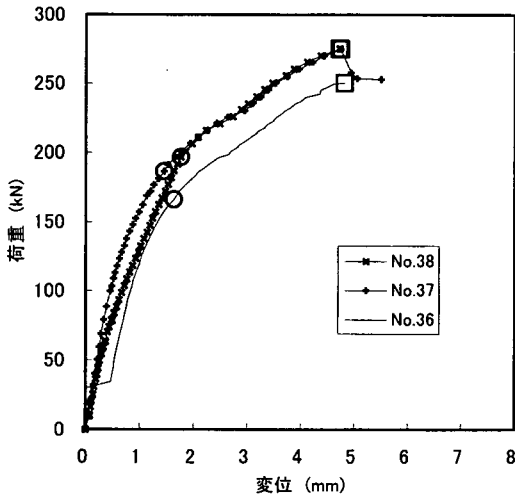


図-7(d) 荷重-変位関係
($a/d=2.50, \sigma'_{ij}=4.90\text{MPa}$)

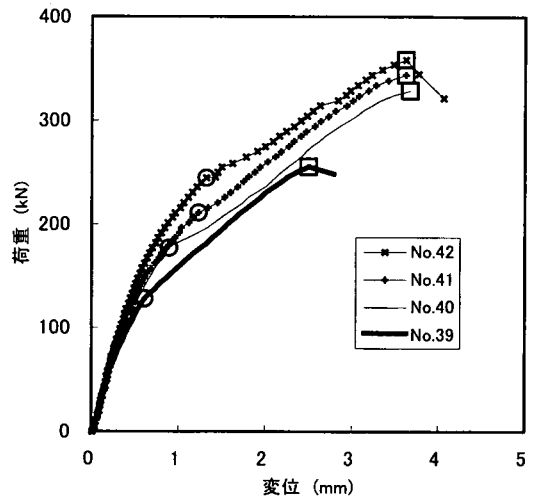


図-8 荷重-変位関係
($a/d=2.19$)

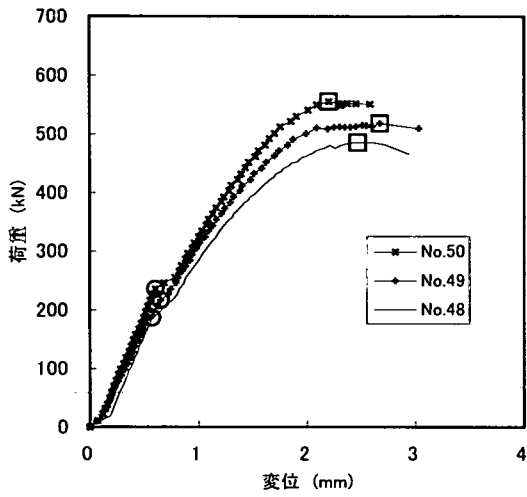


図-9(a) 荷重-変位関係
($a/d=1.25, \sigma'_0=0.0\text{MPa}$)

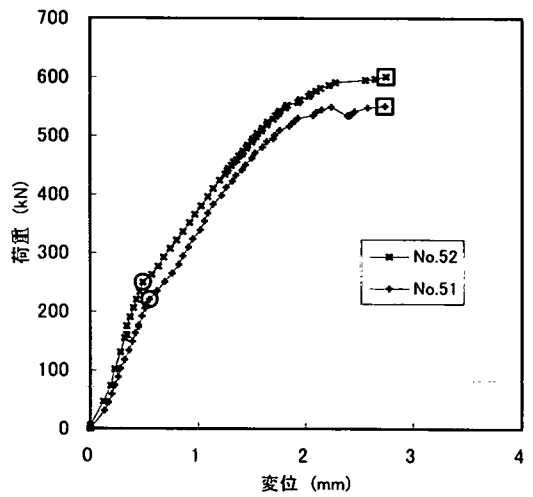


図-9(b) 荷重-変位関係
($a/d=1.25, \sigma'_0=0.98, 2.45\text{MPa}$)

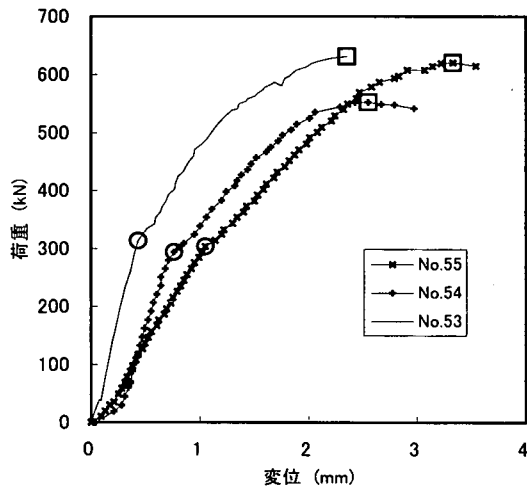


図-9(c) 荷重-変位関係
($a/d=1.25, \sigma'_0=4.90\text{MPa}$)

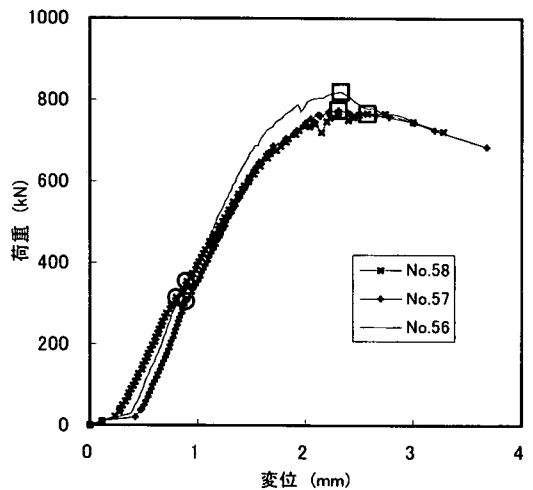


図-10(a) 荷重-変位関係
($a/d=0.875, \sigma'_0=0.0\text{MPa}$)

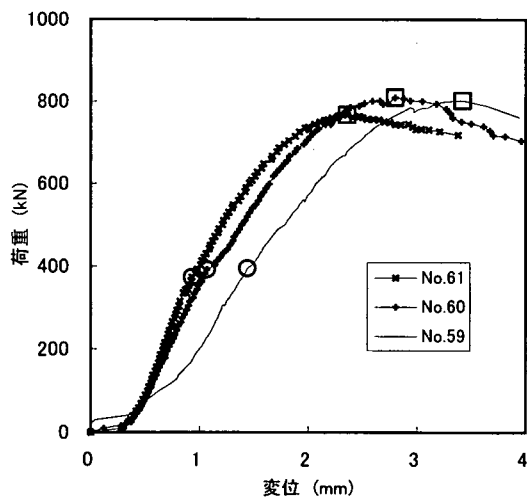


図-10(b) 荷重-変位関係
($a/d=0.875, \sigma'_0=0.98, 2.45\text{MPa}$)

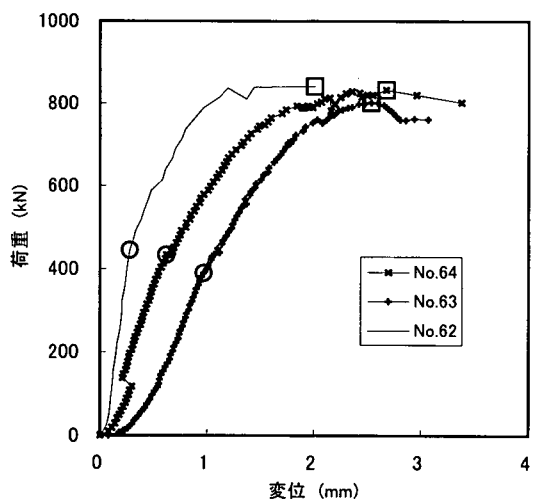


図-10(c) 荷重-変位関係
($a/d=0.875, \sigma'_0=4.90\text{MPa}$)

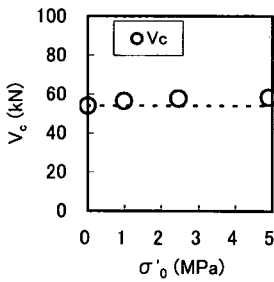


図-11 $V_c - \sigma'_0$ 関係
($a/d=5.31$)

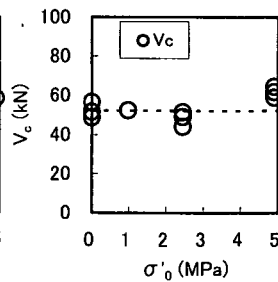


図-12 $V_c - \sigma'_0$ 関係
($a/d=4.38$)

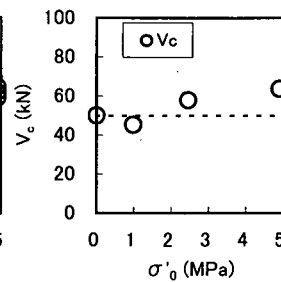


図-13 $V_c - \sigma'_0$ 関係
($a/d=4.06$)

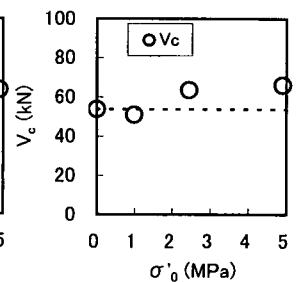


図-14 $V_c - \sigma'_0$ 関係
($a/d=3.44$)

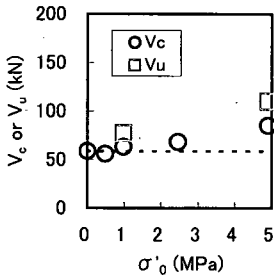


図-15 $V_c, V_u - \sigma'_0$ 関係
($a/d=2.97$)

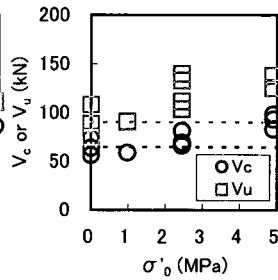


図-16 $V_c, V_u - \sigma'_0$ 関係
($a/d=2.50$)

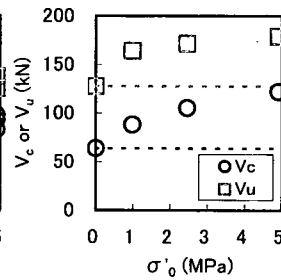


図-17 $V_c, V_u - \sigma'_0$ 関係
($a/d=2.19$)

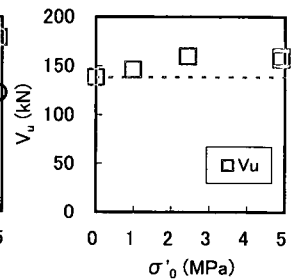


図-18 $V_u - \sigma'_0$ 関係
($a/d=1.88$)

れたが、ひび割れ性状や後述する荷重-変位関係からは、全てせん断破壊であると判断された。

斜めひび割れ耐力、せん断圧縮耐力、ひび割れ性状等の実験結果の報告およびそれに伴う考察を以下で行う。

(1) 荷重-変位関係

鉛直荷重とスパン中央断面の引張縁におけるたわみとの関係（以下、荷重-変位関係）を図-3~10に示す。図中、○は斜めひび割れ発生点を、□はせん断圧縮破壊点をそれぞれ表している。 a/d が小さい梁で、斜めひび割れ発生点を特定することが困難な場合には、荷重-変位関係の勾配の変化と実験中のひび割れ進展状況を基に、斜めひび割れ発生点を推定した。なお、Bタイプ（対称2点載荷）の $a/d=4.06$ と1.88の梁については、計測装置の不備のために荷重-変位関係が得られていない。

また、斜めひび割れ耐力 V_c と軸方向圧縮力 σ'_0 の関係、および、せん断圧縮耐力 V_u と σ'_0 の関係を図-11~20に示す。

a) $a/d=5.11 \sim 3.44$ の梁

表-2の二羽式と式(1)から計算される各供試体の耐力より、せん断スパン比が比較的大きい $a/d=5.31, 4.38, 4.06, 3.44$ の梁は、 σ'_0 に拘わらず、いずれも斜めひび割れの発生と同時に耐力を迎える斜め引張破壊と予測された。このうち $a/d=5.31$ については、図-3に示すように、荷重-変位関係上大きな不連続点を伴わずに耐力を迎えており、予測通り全て斜め引張破壊となった。斜めひび割れ荷重

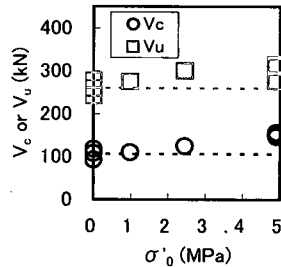


図-19 $V_c, V_u - \sigma'_0$ 関係
($a/d=1.25$)

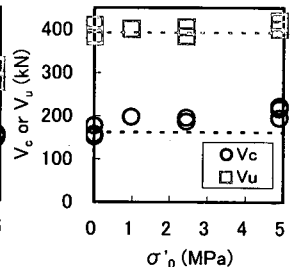


図-20 $V_c, V_u - \sigma'_0$ 関係
($a/d=0.88$)

は軸方向圧縮力が大きくなるに従って増加しているが、増加率は図-11に示すように僅かである。

図-4, 5の $a/d=4.38$ と3.44の梁で σ'_0 が2.45MPaや4.90MPaのケースでは、最大荷重点の手前で荷重-変位関係の勾配に変化を生じているものが見受けられる。これらについては最大荷重点前の不連続点が斜めひび割れ発生点（図中○）と考えられ、斜めひび割れ発生後にアーチ機構に移行したものの、 a/d が十分に小さくないことから、程なく耐力を迎えたものと考えられる。また、斜めひび割れ荷重から最大荷重までの耐力増分は、斜めひび割れ荷重に対して高々2~16%程度であり、十分脆的な破壊形態であったと判断されることから、 $a/d=4.38$ および3.44の供試体の破壊モードは全て斜め引張破壊と判断した。図-12, 14に示すように、 $a/d=4.38$ と3.44の実験結果においても、軸方向圧縮力に応じて斜めひび割れ荷重が増加する傾向にあった。 $a/d=4.38$ の $\sigma'_0=0.0, 2.45,$

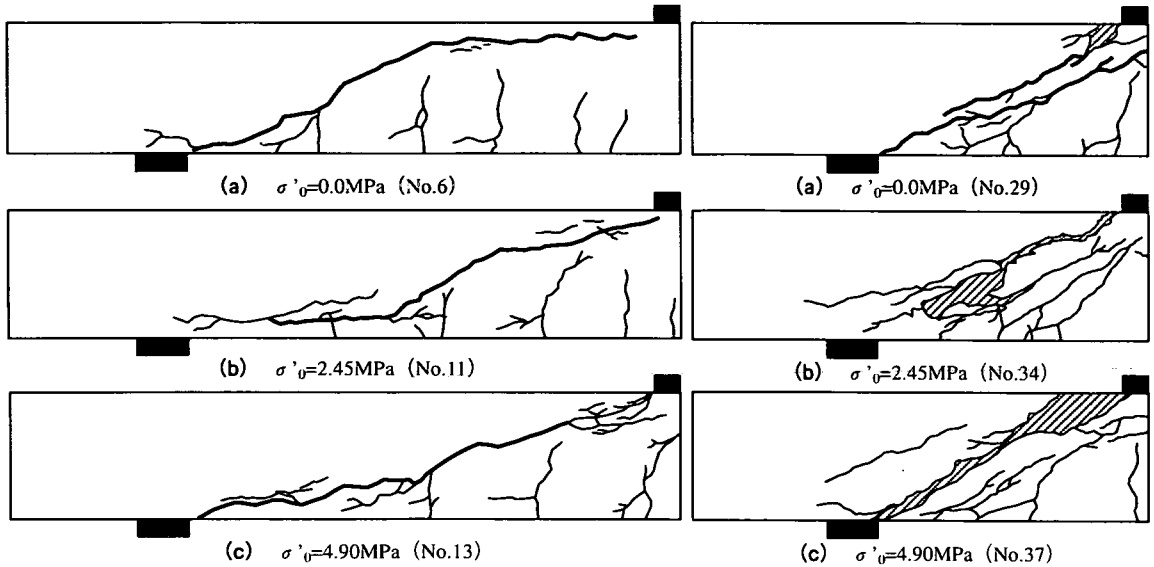


図-21 ひび割れ状況 (a/d=4.38)

図-22 ひび割れ状況 (a/d=2.50)

4.90MPa ではそれぞれ3供試体に対して載荷が行われたが、各軸方向圧縮力における斜めひび割れ荷重の最大値と最小値の違いは10~16%の範囲にあり、耐力のばらつきとしてはそれ程大きくなかった。

荷重-変位関係が得られていないBタイプのa/d=4.06については、斜めひび割れ発生とほぼ同時の急激な荷重低下が実験において確認されていること、また、a/d=4.38や3.44の供試体が斜め引張破壊と判断されたことから、同様に全て斜め引張破壊であったと考えて、以降の検討では実験で得られている最大荷重を斜め引張破壊荷重として扱うこととした。

Aタイプの実験結果である図-11, 12, 14とBタイプの図-13を比較すると、両タイプの軸方向圧縮力と斜めひび割れ耐力の関係には顕著な違いが見られないことから、軸方向圧縮力が斜めひび割れ耐力に及ぼす影響は純曲げ区間の有無に影響されないものと考えられる。

b) a/d=2.97の梁

a/d=2.97の供試体のうち $\sigma'_0=0.0, 0.49, 2.45\text{MPa}$ のケースでは、図-6に示すように、斜めひび割れによる荷重低下以降徐々に耐力が回復して、第二のピークを迎えてから再び荷重が低下していく性状を示した。これは表-2の耐力予測結果に示されるように、a/d=2.97の供試体では二羽式による斜めひび割れ耐力(棒部材式)とせん断圧縮耐力(ディープビーム式)が極めて近接していたため、両者の破壊モードが混在して実験結果に現れたものと考えられる。しかしながら、これらの3つの供試体では、斜めひび割れ荷重から最大荷重までの耐力増分が僅かであることから、a/d=4.38や3.44の梁の $\sigma'_0=2.45, 4.90\text{MPa}$ のケースと同様に斜め引張破壊として扱うものとした。

一方、 $\sigma'_0=0.98$ および4.90MPaのケースでは、斜めひび割れ発生点(図中○)を境に剛性が変化し、斜めひび割れ荷重に対してそれぞれ22%および29%の耐力増加の後、破壊に至っている。このことから、これら2つの供試体の破壊モードはせん断圧縮破壊であったと判断し、最大荷重をせん断圧縮破壊荷重として扱うこととする。

c) a/d=2.5~0.875の梁

二羽式とデコンプレッションモーメント法によれば、 $a/d \leq 2.5$ の梁は σ'_0 に拘わらず全てせん断圧縮破壊と予測され、実験においても予測どおり全てせん断圧縮破壊となった。ただし、前述したとおり、a/d=2.5の供試体のうちNo.35, ならびに、a/d=0.875のNo.57~60およびNo.64ではせん断圧縮破壊前に引張鉄筋の降伏を生じており、鉄筋降伏前のせん断破壊となった他の供試体とは破壊モードが異なるが、図-7(c)、図-10の荷重-変位関係および実験時のひび割れ性状等から、これらの梁も他と同様に全てせん断圧縮破壊として扱っても問題ないと判断した。

図-7~10および図-16~20からは、軸方向圧縮力の増加に伴う斜めひび割れ荷重およびせん断圧縮荷重の増加が確認できる。ただし、図-20のa/d=0.875の梁における $V_0-\sigma'_0$ 関係では、軸方向圧縮力によるせん断圧縮耐力の増加がほとんど現れていない。a/d=2.50の $\sigma'_0=0.0, 2.45, 4.90\text{MPa}$ およびa/d=1.25と0.875の $\sigma'_0=0.0, 4.90\text{MPa}$ では、それぞれ3~4供試体に対して載荷が行われたが、各軸方向圧縮力における斜めひび割れ荷重の最大値と最小値の違いは最大約31%、同様にせん断圧縮荷重に対しては最大約44%となっており、ばらつきの範囲は先のa/d=4.38の梁よりも大きくなっている。このことから、

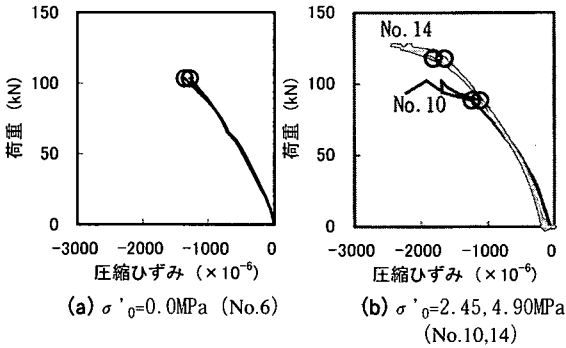


図-23 荷重-ひずみ関係 (a/d=4.38)

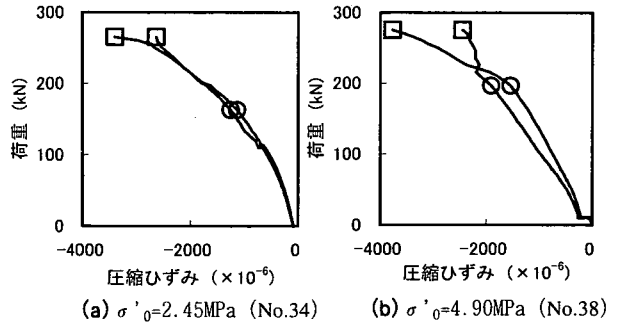


図-24 荷重-ひずみ関係 (a/d=2.50)

元々種々の要因に影響されるせん断破壊ではあるが、中でもせん断圧縮破壊の場合には特に、十分な量のデータに基づいてせん断耐力等の検討を行う必要があると言える。

B タイプの $a/d=1.88$ については荷重-変位関係が得られていないものの、実験中の斜めひび割れの進展と荷重との関係等から、破壊モードがせん断圧縮破壊であったことは明らかであった。

図-16, 17 ならびに図-19, 20 の A タイプと図-18 の B タイプの $V_u, V_u - \sigma'_0$ 関係の比較からは、斜め引張破壊となる梁と同様に、軸方向圧縮力に伴う斜めひび割れ耐力およびせん断圧縮耐力の変化は純曲げ区間の有無に影響されないことが分かる。

(2) ひび割れ性状

a) 斜め引張破壊となる梁

せん断スパン比が比較的大きく、基本的に斜め引張破壊となる梁のひび割れ性状の一例として、 $a/d=4.38$ の梁における各軸方向圧縮力でのひび割れ状態を図-21 に示す。せん断スパン比が比較的大きい $a/d \geq 2.97$ の梁では、軸方向圧縮力 σ'_0 の大きさに拘わらず、まずスパン中央付近の下縁に曲げひび割れが発生し、鉛直荷重が大きくなるとひび割れが断面上方へ進展すると共に、スパン中央部付近だけでなく、その左右にも曲げひび割れが多数発生した。 σ'_0 が小さくなるとそれに伴って曲げひび割れ耐力も小さくなることから、 σ'_0 が小さい供試体ほど曲げひび割れの部材軸方向への拡がりは大い傾向にあった。斜めひび割れは、これらの曲げひび割れのうちの一つにおいて、その先端が載荷点へ向かって徐々に傾斜していくことで形成された。斜めひび割れが発展するきっかけとなる、いわゆる initiating flexural crack の位置は、軸方向圧縮力が大きくなるに従って載荷点方向へ移動していくことが予想されるが、実験では、軸方向力を受けない供試体で幾分支点寄りとなる傾向は見られたものの、軸方向力を受ける梁ではその違いが明瞭に現れなかった。しかし、軸方向圧縮力が大きいものほど斜めひび割れは直

線的となり、部材軸となす角度が小さくなる傾向は確認できた。これらの斜め引張破壊となる梁では、斜めひび割れが載荷点と支点に向かって比較的急激に進展し、それとほぼ同時に耐力を迎えるものが多かった。

なお、ひび割れ性状に関しても、A タイプと B タイプの違いは明瞭に観察されなかった。

b) せん断圧縮破壊となる梁

a/d が 2.5 以下のせん断圧縮破壊となる梁の代表的なひび割れ性状として、 $a/d=2.50$ の梁における各軸方向圧縮力でのひび割れ状態を図-22 に示す。 $a/d \leq 2.5$ の梁では、せん断圧縮破壊の特徴として、前述の斜め引張破壊モードとなる梁に比べると曲げひび割れの発生・進展は少なく、斜めひび割れもより直線的に形成された。また最終的には、最初に発生した斜めひび割れの外側に新たな斜めひび割れを伴いながら耐力を迎えるものが多く見受けられ、 a/d が小さい梁ほど、また、アーチが全体的に大きな圧縮力を受け持つ σ'_0 が大きい梁ほど、コンクリートの損傷も大きくなる傾向にあった。

A タイプと B タイプのひび割れ性状を比較すると、最終的なコンクリートの圧縮破壊が B タイプでは純曲げ区間で生じるものが多かったことを除けば、両者に違いはなかった。

(3) 圧縮側コンクリートのひずみ

$a/d=4.38$ と 2.50 の梁における、載荷点近傍のコンクリートの圧縮ひずみと荷重の関係を図-23, 24 に示す。図中 ○ は斜めひび割れ発生点を、□ はせん断圧縮破壊点をそれぞれ表している。1 供試体につき 2 つの荷重-ひずみ関係が示されているのは、載荷点の左右の位置でひずみを計測したことによる。

$a/d=4.38$ の梁における最大ひずみは、初期に載荷される軸方向圧縮力に伴って大きくなっており、 $\sigma'_0=0.0, 2.45, 4.90\text{MPa}$ に対して、それぞれ $1300\mu, 2000\mu, 2200\mu$ 程度である。一方 $a/d=2.50$ の梁では、 $\sigma'_0=0.0\text{MPa}$ のデータは得られていないが、 $\sigma'_0=2.45\text{MPa}$ では 3000μ を超え、 $\sigma'_0=4.90\text{MPa}$ では 4000μ に近いレベルにまで達している。

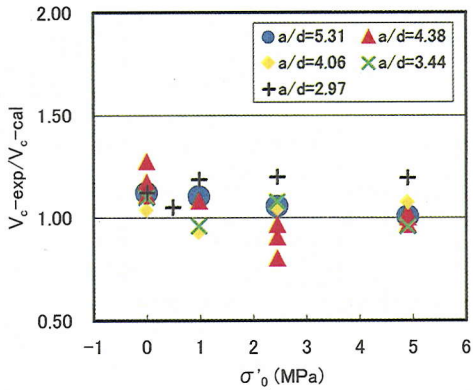


図-25(a) 実験結果と棒部材式の比較
(実験値/棒部材式, $a/d \geq 3.0$)

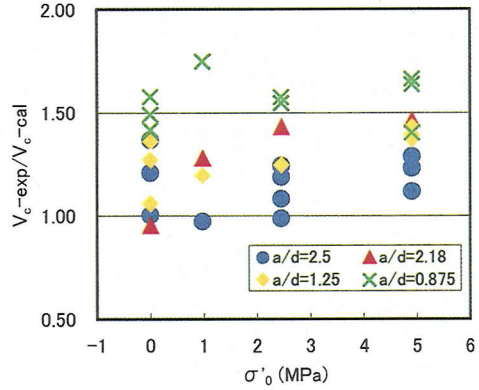


図-25(b) 実験結果と棒部材式の比較
(実験値/棒部材式, $a/d \leq 3.0$)

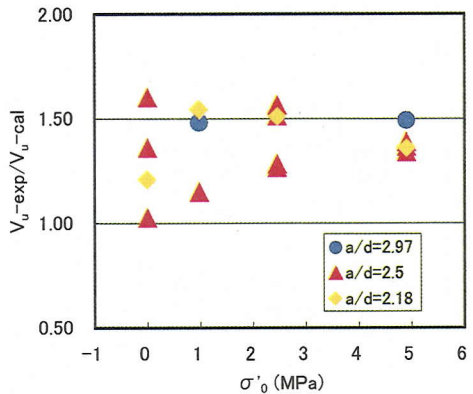


図-26(a) 実験結果とディープビーム式の比較
(実験値/ディープビーム式, $a/d \geq 2.0$)

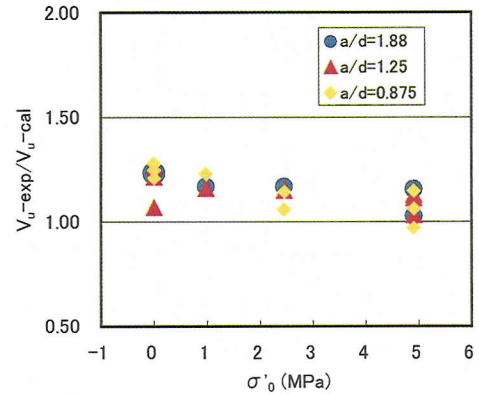


図-26(b) 実験結果とディープビーム式の比較
(実験値/ディープビーム式, $a/d \leq 2.0$)

この結果は、せん断圧縮破壊となる $a/d=2.5$ の方が、斜め引張破壊である $a/d=4.38$ よりも、コンクリートの圧縮側の損傷が大きくなることを示しているものと考えられる。

(4) 実験結果と二羽式との比較

a) 斜めひび割れ耐力の比較

実験で得られた各供試体の斜めひび割れ耐力と、二羽の棒部材式および式(1)のデコンプレッションモーメント法に基づく予測値との比較を図-25に示す。デコンプレッションモーメント M_0 は、全断面を有効と考慮して $M_0 = \sigma'_0 b h^2 / 6$ により算出した。曲げ破壊モーメント M_u は、断面高さ方向を小要素に分割して(分割数40)、各小要素に示方書で示される材料の応力-ひずみ関係を適用し、平面保持を仮定した断面内の力の釣り合いにより算定した。実験の斜めひび割れ耐力は、図-3~10に○で表した斜めひび割れ発生点と対応している。 $a/d=4.06$ と 1.88 では荷重-変位関係が得られていないことから、前者については最大荷重をもって斜めひび割れ荷重とし、後者は検討から除外してある。

図-25より、まず $\sigma'_0=0.0\text{MPa}$ のケースで実験値と棒部材式単独での予測値を比較すると、図-25(a)に示す $a/d \geq 3.0$ の場合には、 $a/d=4.38$ の梁の一部を除いて実験値と予測値の比が $0.95 \sim 1.2$ の範囲にあり、両者はほぼ一致していると言えるが、図-25(b)の $a/d \leq 3.0$ となると、明らかに実験値が予測値を上回る傾向にある。 a/d が小さい場合に実験値と予測値が異なるのは、棒部材式は $a/d \geq 2.6$ の梁の実験データを基に得られた実験式であることから、同式により a/d が 3.0 以上の梁の斜めひび割れ耐力は精度良く推定可能であるが、 a/d が 2.5 以下の梁に対しては推定誤差が大きくなるためと考えられる。なお、図-25(b)から判断する限り、棒部材式は $a/d \leq 2.5$ の梁の斜めひび割れ耐力を過小評価する傾向にあると言える。

軸方向圧縮力が載荷されたケースも含めて見ると、 $a/d=5.31 \sim 3.44$ のせん断スパン比が比較的大きな梁の実験値/予測値は、 $a/d=4.38$ を除いてそのばらつきが最大 10% 程度であり、軸方向圧縮力が大きくなって、棒部材式とデコンプレッションモーメント法に基づいて斜めひび割れ耐力をある程度評価できることが示されている。

また、棒部材式自体のばらつきも 10%程度と言われていることから、少なくとも $a/d \geq 3.0$ の実験結果の大多数は実験誤差内に収まっているものと考えられる。しかし、 a/d が 2.97 以下の場合には、実験値/予測値の値のほとんどが 1.0 を上回り、さらに軸方向圧縮力が大きくなるに従って実験値/予測値の値は上昇し、 a/d が小さくなるに従って軸方向圧縮力による耐力増加の割合が大きくなる傾向も見られる。前者の予測値が実験値を過小評価するのは、棒部材式の $a/d \leq 2.5$ の梁に対する適用性の問題と考えられるが、後者の軸方向圧縮力とせん断スパン比による実験値/予測値の変化は、せん断スパン比が小さい梁に対するデコンプレッションモーメント法の問題点を示唆しているものと考えられる。

なお、 $a/d=2.18$ の梁では、 σ'_0 が 0.0~2.45MPa の範囲における耐力増加が特に顕著であり、他の梁に比べて軸方向圧縮力の影響が大きく現れていることが分かる。

b) せん断圧縮耐力の比較

実験のせん断圧縮耐力と、二羽のディーブーム式と式(1)に基づく予測値の比較を図-26 に示す。ディーブーム式の予測誤差は 20%程度と言われているが、 $\sigma'_0=0.0\text{MPa}$ のケースの実験値/予測値は 1.2 を上回るものが多いことから、今回の実験におけるせん断圧縮耐力はディーブーム式よりも全体的に若干大きくなっているものと考えられる。

$\sigma'_0 \neq 0.0\text{MPa}$ のデータも含めた実験値/予測値のうち、図-26(a)の $a/d \geq 2.0$ の梁においては、 σ'_0 が大きくなっても実験値/予測値のばらつきにはそれ程大きな変化が見られない。これは、実験誤差の程度が軸方向圧縮力の有無あるいは軸方向圧縮力の大きさによって変化しないとすれば、現行のデコンプレッションモーメント法が、ほぼ妥当に軸方向圧縮力の影響を評価できていることを表している。一方、図-26(b)の $a/d \leq 2.0$ の梁においては、軸方向圧縮力が大きくなるに従って実験値/予測値がいずれも小さくなる傾向にあり、斜めひび割れ耐力の場合と同様に、軸方向圧縮力がせん断耐力に及ぼす影響は a/d の大小に拘わらず変わらないとする現行のデコンプレッションモーメント法の問題点が示唆されている。

4. せん断耐力に及ぼす軸方向圧縮力の影響

実験結果の分析から、式(1)で与えられる現行のデコンプレッションモーメント法は、せん断スパン比が小さいときの斜めひび割れ耐力やせん断圧縮耐力の評価の際には問題のあることが示唆された。

ここでは田村ら^{6,7)}の手法にならって、実験結果から軸方向圧縮力の影響を表す項（以下、軸力項）を分離し、軸方向圧縮力がせん断耐力に及ぼす影響をせん断破壊モ

ード、せん断スパン比およびデコンプレッションモーメントに着目して再整理した。

(1) 二羽式による軸力項の抽出方法

田村ら^{6,7)}は、せん断耐力に及ぼす軸方向引張力の影響を評価する際に、軸方向引張力以外の影響因子は二羽式により表すことができると仮定して、実験結果からせん断耐力における軸力項の抽出を行っている。

二羽の棒部材式⁶⁾によると、軸方向力を受けない RC 梁の斜めひび割れ耐力 V_c は次式で表される。

$$V_c = \beta_{1c} \times \beta_{2c} \times \beta_{3c} \times \beta_{4c} \times b \times d \quad (2)$$

$$\begin{aligned} \text{ここで、} \quad \beta_{1c} &= 0.2(f'_c)^{1/3} \\ \beta_{2c} &= (d/100)^{-1/4} \\ \beta_{3c} &= (100P_w)^{1/3} \\ \beta_{4c} &= 0.75 + 1.4d/a \end{aligned}$$

式(2)の $\beta_{1c}, \beta_{2c}, \beta_{3c}, \beta_{4c}$ は、それぞれ、コンクリート強度に関する項（全体の係数含む）、部材高さに関する項（ d の単位は cm）、鉄筋比に関する項、せん断スパン比に関する項である。同様にせん断圧縮耐力 V_u に対しては、部材高さに関する項に載荷板の幅 r の影響も加味され、

$$V_u = \beta_{1u} \times \beta_{2u} \times \beta_{3u} \times \beta_{4u} \times b \times d \quad (3)$$

$$\begin{aligned} \text{ここで、} \quad \beta_{1u} &= 0.24(f'_c)^{2/3} \\ \beta_{2u} &= 1 + 3.33r/d \\ \beta_{3u} &= 1 + (100P_w)^{1/2} \\ \beta_{4u} &= \frac{1}{1 + (a/d)^2} \end{aligned}$$

で与えられる（ディーブーム式⁹⁾）。

ここで、軸方向圧縮力を受ける梁の V_c および V_u に及ぼす各種影響因子のうち、コンクリート強度、部材高さ（ V_u の場合は載荷板の影響含む）、鉄筋比、せん断スパン比による寄与は $\beta_{1c} \sim \beta_{4c}$ あるいは $\beta_{1u} \sim \beta_{4u}$ により正確に表され、残る影響因子は軸方向圧縮力の寄与を表す軸力項だけであると仮定すれば、今回の実験の V_c, V_u から次式により斜めひび割れ耐力およびせん断圧縮耐力の軸力項 β_{nc}, β_{nu} を分離することが可能となる。

$$\beta_{nc} = \frac{V_c}{\beta_{1c} \times \beta_{2c} \times \beta_{3c} \times \beta_{4c} \times b \times d} \quad (4)$$

$$\beta_{nu} = \frac{V_u}{\beta_{1u} \times \beta_{2u} \times \beta_{3u} \times \beta_{4u} \times b \times d} \quad (5)$$

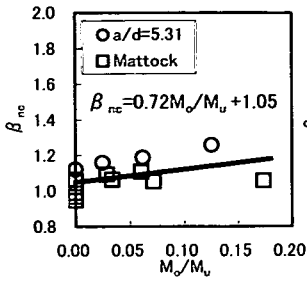


図-27 $\beta_{nc} - M_o/M_u$ 関係
($a/d=5.31$)

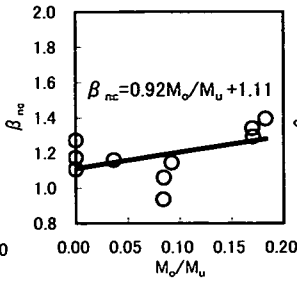


図-28 $\beta_{nc} - M_o/M_u$ 関係
($a/d=4.38$)

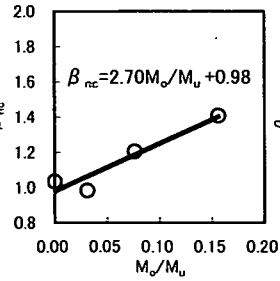


図-29 $\beta_{nc} - M_o/M_u$ 関係
($a/d=4.06$)

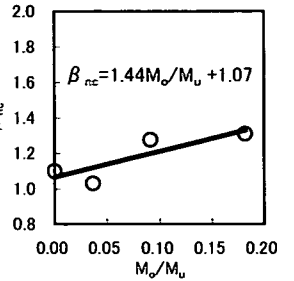


図-30 $\beta_{nc} - M_o/M_u$ 関係
($a/d=3.44$)

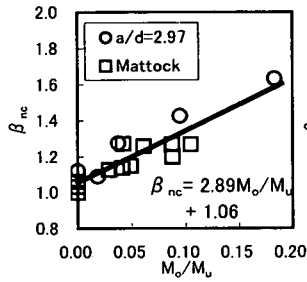


図-31 $\beta_{nc} - M_o/M_u$ 関係
($a/d=2.97$)

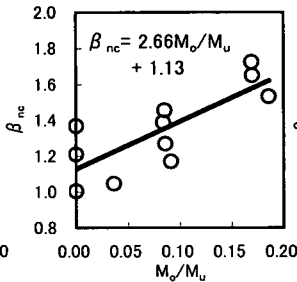


図-32 $\beta_{nc} - M_o/M_u$ 関係
($a/d=2.50$)

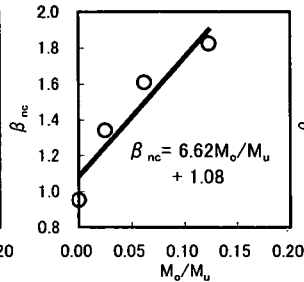


図-33 $\beta_{nc} - M_o/M_u$ 関係
($a/d=2.19$)

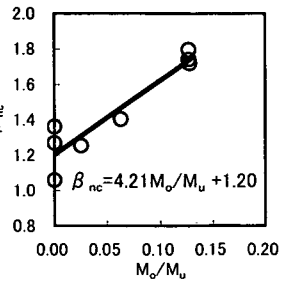


図-34 $\beta_{nc} - M_o/M_u$ 関係
($a/d=1.25$)

(2) 斜めひび割れ耐力の軸力項

式(4)に従って軸力項 β_{nc} を抽出した結果を表-2 に示す。

デコンプレッションモーメント法による軸力項は、式(1)に示したとおり、デコンプレッションモーメント M_o と曲げ終局モーメント M_u の比 M_o/M_u をパラメータとして算出される。軸力項をデコンプレッションモーメントに基づいて評価することの基本的な妥当性については、示方書改定資料⁵⁾あるいは田村ら⁶⁾の研究の中で確認されていると考えて良い。そこで、表-2 に示される斜めひび割れ耐力の軸力項 β_{nc} を、 a/d ごとに M_o/M_u に関して整理したものが図-27~35 である。ただし $a/d=5.31$ と 2.97 の梁に関しては、Mattock が行った $a/d=5.4$ と 3.0 の梁の結果をそれぞれ含めて示してある。また各図には、 $\beta_{nc} - M_o/M_u$ 関係を直線回帰した結果も併せて示した。

図-27~35 より、まず、 $a/d=1.25$ と 0.875 の梁を除くと、回帰式の切片は 0.98~1.13 の範囲にあり、1.0 に近い値となっていることが分かる。式(4)の前提条件、すなわち、軸力項以外の影響因子は棒部材式により評価できるという仮定が正しく、さらに $\beta_{nc} - M_o/M_u$ 関係が直線で近似可能な場合には、回帰式の切片は本来 1.0 となるべきものであることから、この結果は、 $a/d \leq 2.5$ の梁を除く軸方向圧縮力を受けない供試体の斜めひび割れ耐力が棒部材式とよく対応している等、実験誤差が小さかったこと、および、 $\beta_{nc} - M_o/M_u$ 関係を直線近似することの妥当性を示しているものと考えられる。 $a/d=1.25$ と 0.875 の回帰式の切片はそれぞれ 1.20、1.55 と若干大きくなっているが、こ

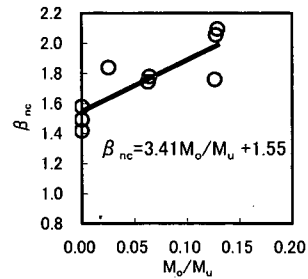


図-35 $\beta_{nc} - M_o/M_u$ 関係
($a/d=0.875$)

れは、前述したとおり、 $a/d \leq 2.5$ の梁に対する棒部材式の適用性に問題が残るためと考えられる。回帰式の傾きは a/d が小さくなるに従って大きくなる傾向にあり、このことは、 a/d に拘わらず M_o/M_u の係数が 2 となっている式(1)では、軸方向圧縮力によるこのような効果をもはや表現できないということを表している。

ここで、今回の実験では軸方向圧縮力の有無あるいは軸方向圧縮力の大きさに拘わらず同程度の実験誤差が生じており、 $a/d \leq 2.5$ の梁も含めて図-27~35 の回帰式における M_o/M_u の係数は普遍性があると仮定して、それぞれの回帰式の傾き (M_o/M_u の係数) を a/d に対してまとめると図-42 のようになる。これより、 a/d の変化に伴う軸方向圧縮力の影響度合いは直線的に評価できることが分かる。すなわち、本研究の実験結果によれば、斜めひび割れ耐力に及ぼす軸方向圧縮力の影響 β_{nc} は最終的に次

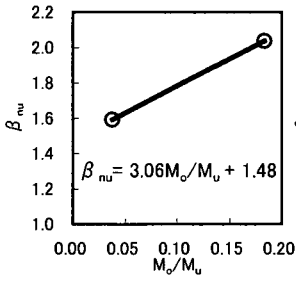


図-36 $\beta_{nu} - M_o/M_u$ 関係
($a/d=2.97$)

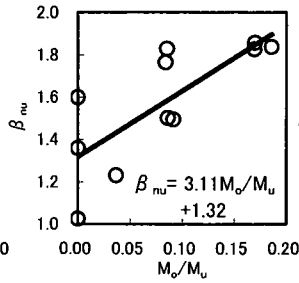


図-37 $\beta_{nu} - M_o/M_u$ 関係
($a/d=2.50$)

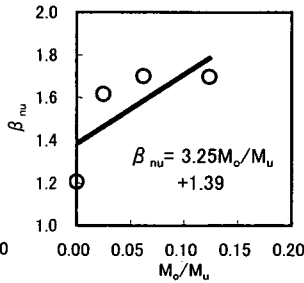


図-38 $\beta_{nu} - M_o/M_u$ 関係
($a/d=2.19$)

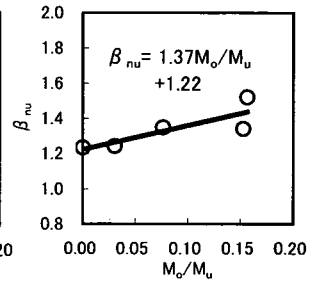


図-39 $\beta_{nu} - M_o/M_u$ 関係
($a/d=1.88$)

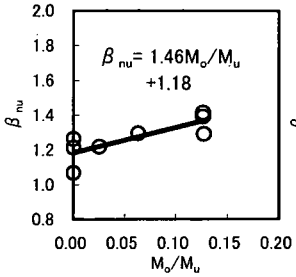


図-40 $\beta_{nu} - M_o/M_u$ 関係
($a/d=1.25$)

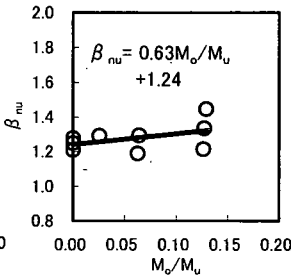


図-41 $\beta_{nu} - M_o/M_u$ 関係
($a/d=0.875$)

式で表されることになる。

$$\beta_{nc} = 1.0 + \left(-0.70 \frac{a}{d} + 4.54 \right) \frac{M_o}{M_u} \quad (6)$$

ただし、図-25や図-42においては $a/d=2.19$ の結果が他と大きく異なる傾向を示していたことから、式(6)の回帰に当たっては $a/d=2.19$ のデータを除いて評価している。

図-42より、式(1)による評価は、 a/d がおおよそ3.5より大きい場合には設計上危険側、それよりも小さい場合には設計上安全側となることが分かる。

(3) せん断圧縮耐力の軸力項

せん断圧縮耐力の軸力項 β_{nu} を表-2に、また β_{nu} を a/d ごとに M_o/M_u に関して整理した結果を図-36~41にそれぞれ示す。

前述したように、 $\beta_{nu} - M_o/M_u$ 関係を直線回帰したときの切片は本来1.0となるべきものであるが、実際の図-36~41の回帰式では切片が1.18~1.48と、1.0を上回る結果となっている。図-36~41から判断する限りでは、 $\beta_{nu} - M_o/M_u$ 関係を直線回帰することにはそれ程問題がないと考えられることから、これは、軸方向圧縮力を受けないときの実験とデーブーム式の耐力の違いに代表されるように、今回の実験のせん断圧縮耐力が全体的にデーブーム式よりも大きくなっていることを示しているものと考えられる。ここで、 β_{nc} の算出時と同様に、図-36~41の M_o/M_u の係数には普遍性があるものと仮定すれば、

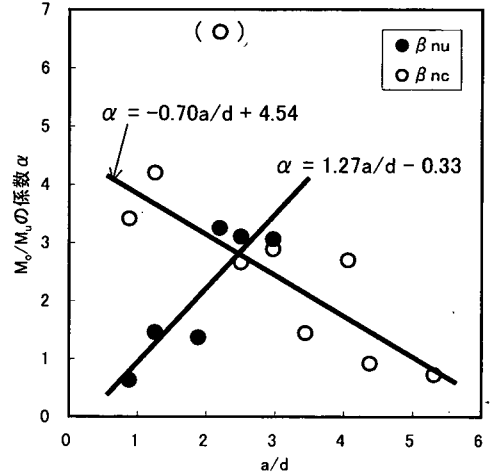


図-42 β_{nc} 、 β_{nu} における a/d の影響

a/d の違いによる軸方向圧縮力の影響は図-42のように表すことができる。すなわち、軸方向圧縮力がせん断耐力に及ぼす影響は、 a/d の関数として次式で表すことができる。

$$\beta_{nu} = 1.0 + \left(1.27 \frac{a}{d} - 0.33 \right) \frac{M_o}{M_u} \quad (7)$$

図-42あるいは式(7)によれば、 a/d が2よりも大きい場合、軸方向圧縮力がせん断圧縮耐力に及ぼす影響はデコンプレッションモーメント法の式(1)よりも大きく、 a/d が2以下に対しては、式(1)に従うと軸方向圧縮力の効果を過大に評価することになる。また、回帰式上は、 a/d が0.26よりも小さくなると、軸方向圧縮力が望ましくない効果として作用するようになることから、式(7)を実際に設計に適用する場合には、例えば、 a/d が十分小さいデーブームに対してはせん断耐力に及ぼす軸方向圧縮力の効果を見込まない等、何らかの配慮が必要であると考えられる。

式(7)は、せん断圧縮破壊の場合には a/d が小さくなるに従って軸方向圧縮力によるせん断圧縮耐力上昇の効果

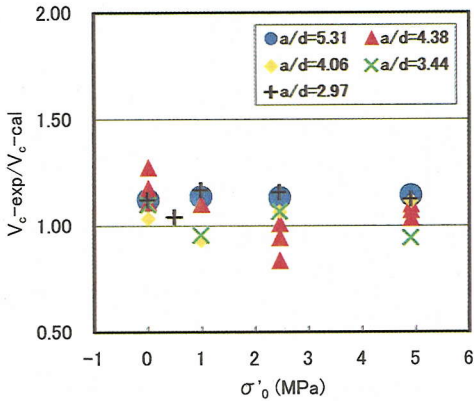


図-43(a) 実験結果と棒部材式の比較
(実験値/棒部材式, $a/d \geq 3.0$)

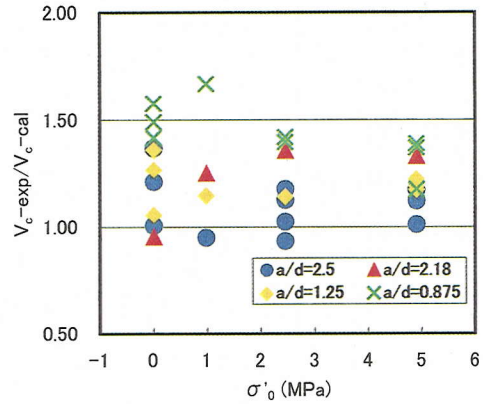


図-43(b) 実験結果と棒部材式の比較
(実験値/棒部材式, $a/d \leq 3.0$)

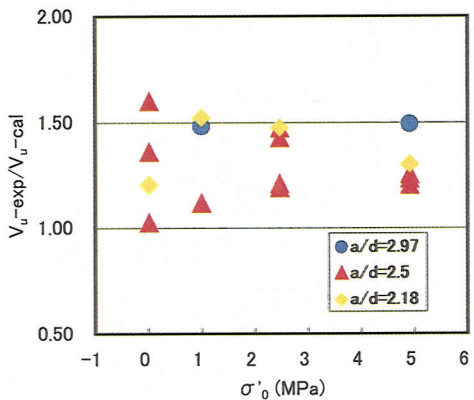


図-44(a) 実験結果とディープビーム式の比較
(実験値/ディープビーム式, $a/d \geq 2.0$)

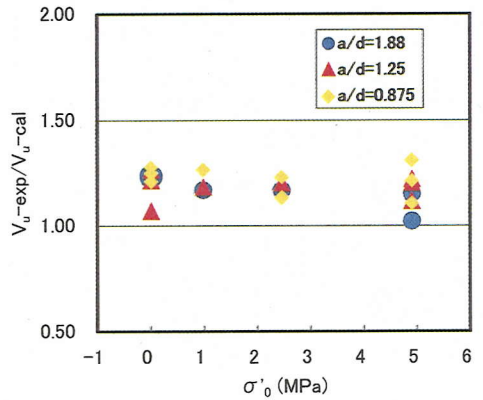


図-44(b) 実験結果とディープビーム式の比較
(実験値/ディープビーム式, $a/d \leq 2.0$)

が減少することを表しており、このことが斜めひび割れ耐力に対する式(6)との a/d の項における符号の違いとなって現れている。式(6)は、 a/d が小さい場合には、せん断力が卓越して曲げひび割れの進展が抑制されることから、 a/d が小さいほど軸方向圧縮力が斜めひび割れ耐力に対してより有効に作用することを意味しており、一方、式(7)は、元々コンクリートの圧縮破壊であるせん断圧縮破壊の場合には、 a/d が小さくアーチ機構による耐力が大きい梁ほど、圧縮破壊を増長させる軸方向圧縮力の効果が現れにくくなることを示すとも考えられる。しかし、デコンプレッションモーメントによる軸方向力の評価法はそもそも一つのアイデアであり、物理的に明確な根拠を持ったものではない。式(6),(7)のように、 a/d の項の符号がせん断破壊形態によって異なる結果となったのも、現段階ではデコンプレッションモーメントを適用する際の留意点として認識することが適切であり、これをメカニズムに基づいて明確に説明するためには、数値解析的な検討も含めた更なる検討が必要と考えられる。

(4) 新たな軸力項の適用例

式(6)および式(7)の新たな軸力項と二羽式により本研究の供試体のせん断耐力(予測値)を再計算し、図-25、26と同様に実験値と比較した結果を図-43、44に示す。

先の図-25、26においては、 a/d が2.5以下の梁の斜めひび割れ耐力に対しては軸方向圧縮力が大きくなるに従って実験値/予測値も大きくなる傾向が、また、 a/d が2.0以下の梁のせん断圧縮耐力に対しては軸方向圧縮力に応じて実験値/予測値が逆に低下する傾向が見られ、現行のデコンプレッションモーメント法の問題点が現れていた(図-25(b)、26(b)参照)。

しかしながら、図-43、44に示すように、本研究で提案したせん断スパン比の影響が考慮された新たな軸力項を用いることで、前述のような、せん断スパン比が小さい梁におけるデコンプレッションモーメント法の問題点は解消されていることが分かる。すなわち、図-43(b)、44(b)においては、他とは異なった挙動を示していた $a/d=2.18$ の斜めひび割れ耐力のデータを除けば、いずれのせん断スパン比に対しても実験値/予測値には特定の傾向

が見出せず、軸方向圧縮力に対する実験値/予測値のばらつきはほぼ一定となっている。

なお、実験値/予測値が全体的に 1.0 より大きくなっているのは、前述したとおり、 $a/d \leq 2.5$ の梁に対する棒部材式の適用性の問題や、今回の実験のせん断圧縮耐力がディープビーム式よりも大きめの傾向にあることが現れたものである。

5. 結論

本研究では、軸方向圧縮力およびせん断スパン比をパラメータとした RC 梁のせん断破壊実験を行い、現状では十分と言えない軸方向圧縮力を受ける RC 梁の実験データの充実を図った。また、軸方向圧縮力がせん断耐力に及ぼす影響を、せん断破壊モード、せん断スパン比およびデコンプレッションモーメントに着目して検討した。本研究で得られた成果は、以下のとおりである。

- (1) せん断スパン比が 5.31~0.875 の RC 梁に対して軸方向圧縮力を 0.0~4.90MPa と変化させたせん断破壊実験を行い、軸方向圧縮力を受ける RC 梁の実験データを取得した。
- (2) 斜め引張破壊となる梁では多くの曲げひび割れが観測され、斜めひび割れは曲げひび割れのうちの 하나가載荷点へ向かって徐々に傾斜していくことで形成された。また、軸方向圧縮力が大きいものほど斜めひび割れが直線的となることを確認した。
- (3) せん断圧縮破壊の梁では曲げひび割れの発生・進展が比較的少なく、斜めひび割れは総じて直線的であった。最終的には、最初に発生した斜めひび割れの外側に新たな斜めひび割れを伴いながら耐力を迎えるものが多く見受けられた。またせん断スパン比が小さく軸方向圧縮力が大きい梁ほどコンクリートの損傷も大きくなる傾向にあった。
- (4) 本研究の実験結果と棒部材式の比較においては、棒部材式はせん断スパン比が 2.5 以下の梁の斜めひび割れ耐力を過小評価する傾向にあった。
- (5) 軸方向圧縮力が斜めひび割れ耐力に及ぼす影響は、せん断スパン比が小さくなるに従って直線的に増加することを示し、デコンプレッションモーメント法に a/d

の影響を考慮した新たな軸力項を提案した。

- (6) 軸方向圧縮力がせん断圧縮耐力に及ぼす影響は、斜め引張破壊の場合と異なり、せん断スパン比が小さくなるに従って直線的に減少することを示した。また、斜め引張破壊と同様の、デコンプレッションモーメント法にせん断スパン比の影響を考慮した新たな軸力項を提案した。
- (7) ただし、今回の実験供試体の断面寸法は 20cm×20cm と比較的小さいことから、実構造物への適用を考えた場合には、より大断面の梁に対する実験的、並びに、解析的検討が必要になるものと考えられる。

参考文献

- 1) Mattock, A. H. : Diagonal tension cracking in concrete beams with axial forces, *Proc. of ASCE*, Vol.95, No. ST9, pp.1887-1900, 1969.
- 2) Haddadin, M. J., Hong, S. and Mattock, A. H. : Stirrup effectiveness in reinforced concrete beams with axial force, *Proc. of ASCE*, Vol.97, No. ST9, pp.2277-2297, 1971.
- 3) 土木学会:コンクリート標準示方書・設計編, pp.58-65, 1996.
- 4) FIP Recommendations on Practical Design of Reinforced and prestressed Concrete Structures based on the CEB/FIP. Model Code (MC 78), Draft, June 1982.
- 5) 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, pp.163-166, 1986.
- 6) 田村隆弘, 重松恒美, 原隆, 中野修治:軸方向引張り力を受ける RC 梁のせん断耐力に関する実験的研究, *コンクリート工学論文集*, 第 2 巻, 第 2 号, 1991.
- 7) 田村隆弘, 重松恒美, 原隆, 丸山久一:軸方向引張り力を受ける RC 梁のせん断耐力算定式に関する一考察, *土木学会論文集*, No.520/V-28, pp.225-234, 1995.
- 8) 二羽淳一郎, 山田一宇, 横沢和夫, 岡村甫:せん断補強筋を用いない RC はりのせん断強度式の再評価, *土木学会論文集*, No.372/V-5, pp.167-176, 1986.
- 9) 二羽淳一郎:FEM 解析に基づくディープビームのせん断耐力算定式, 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, 1983 年 10 月.

(2001.4.24 受付)

EXPERIMENTAL ANALYSIS OF SHEAR BEHAVIOR OF RC BEAMS SUBJECTED TO AXIAL COMPRESSION

Atsushi YAMAYA, Takeshi HIGAI and Hikaru NAKAMURA

In order to fill up experimental data on shear failure of RC members subjected to axial compression, a series of experiments were performed using beam specimens in which parameters such as axial compression and shear span-depth ratio were varied. From the results, an increment of the capacity on the diagonal tension cracking was more remarkable as the shear span-depth ratio was smaller, and using decompression moment method which is adopted in the standard design code, the effect of axial compression on the diagonal tension failure with shear span-depth ratio could be expressed linearly. On the contrary, encouraging effect of axial compression on the shear compression capacity was decreased linearly as the shear span-depth ratio was smaller.