

論文 スターラップを有するディープビームのせん断耐力に関する 実験的研究

谷村 幸裕*¹ 佐藤 勉*² 渡辺忠朋*³ 松岡茂*⁴

要旨: スターラップを有するディープビームのせん断設計においては、そのせん断補強効果が十分に把握されていないために、せん断補強鉄筋の効果を考慮するに至っていない。そこで、本研究では、スターラップを有するディープビーム供試体を用いた実験結果をもとに、せん断耐力に関する検討を行った。その結果、 $a/d \geq 1.0$ 程度のディープビームでもスターラップによるせん断補強効果が認められること、および圧縮鉄筋の有無やスターラップの加工形状によるせん断補強効果の顕著な違いは見られないことが明らかになった。

キーワード: 鉄筋コンクリート, せん断耐力, ディープビーム, スターラップ

1. はじめに

ディープビームやフーチング等のせん断スパン比の小さい部材においては、既往の研究¹⁾²⁾により、これらの部材に関しスターラップによるせん断補強効果がある程度確認されている。しかしながら、その設計においては、せん断補強鉄筋の効果が十分に把握されていないことや、せん断補強鉄筋の効果が通常はりに比べて小さいため、せん断補強鉄筋の効果を考慮するに至っていない⁴⁾。

一方、兵庫県南部地震後の耐震設計の見直しに伴い、地震の影響が従来に比べ大きくなる傾向にあるが、柱部材等では部材の変形性能を考慮して設計されており、耐力だけでなく変形性能を向上することにより対応しているのが一般的である。しかし、鉄道ラーメン高架橋の横梁のようにディープビームとなる部材やフーチング部材の場合は、変形性能に乏しく、地震の影響の増大に対しては、耐力の向上により対応せざるを得ない。しかし、これらの部材せん断設計においては、前述のとおりせん断補強鉄筋の効果を考慮できないため、断面寸法を大きくす

るほかなく、不経済な設計となっている。

そこで、本研究では、スターラップを有するディープビームのせん断耐力を把握するための基礎資料を得るため、供試体を製作して載荷実験を行った。また、圧縮鉄筋の配置の有無や、スターラップの加工形状によりせん断補強効果が異なることも考えられるため、それらをパラメータとした実験も行った。そして、実験結果をもとに、スターラップを有するディープビームのせん断耐力算定手法について検討を行った。

2. 実験の概要

2.1 供試体の形状および諸元

実験に用いた供試体の形状および諸元を図-1および表-1に示す。供試体は、幅 300mm、高さ 450mm、有効高さ 400mm の長方形断面の単純梁供試体で、引張鉄筋は D29 を 4 本配置している。せん断スパン比 a/d は 0.5, 1.0, 1.5 の 3 タイプとした。スターラップは、配置しないものと配置したものを製作し、スターラップを配置する場合は支承中心から 100mm 間隔で配置し、鉄筋径を D6, D10, D13 の 3 種類とした。

*1 (財)鉄道総合技術研究所 構造物技術研究部 コンクリート構造 工修 (正会員)

*2 (財)鉄道総合技術研究所 構造物技術研究部 コンクリート構造 工博 (正会員)

*3 (株)北武コンサルタント (正会員)

*4 鉄建建設(株) エンジニアリング本部 技術研究所 工博 (正会員)

表-1 供試体の諸元, 実験結果およびせん断耐力計算値

No	type	a (mm)	a/d	スターラップ			圧縮鉄筋	f'c	V _{max} (kN)	ε _w (μ)	Vc (kN)	Vs (kN)
				径	pw	加工形状						
1	A	200	0.5	—	0.00%	—	D16-2本	23.2	853	—	846	0
2		200	0.5	D6	0.21%	U形	D16-2本	23.2	821	1343	846	82
3		200	0.5	D10	0.48%	U形	D16-2本	23.2	833	1271	846	193
4		200	0.5	D13	0.85%	U形	D16-2本	23.2	869	747	846	324
5		400	1.0	—	0.00%	—	D16-2本	29.0	632	—	614	0
6		400	1.0	D6	0.21%	U形	D16-2本	29.1	731	2729	615	82
7		400	1.0	D10	0.48%	U形	D16-2本	29.2	750	>	616	193
8		400	1.0	D13	0.85%	U形	D16-2本	29.3	804	2237	618	324
9		600	1.5	—	0.00%	—	D16-2本	22.9	284	—	323	0
10		600	1.5	D6	0.21%	U形	D16-2本	22.5	464	>	319	82
11		600	1.5	D10	0.48%	U形	D16-2本	23.0	491	2455	324	193
12		600	1.5	D13	0.85%	U形	D16-2本	23.5	570	2107	328	324
13	B	400	1.0	—	0.00%	—	—	32.0	661	—	655	0
14		400	1.0	D6	0.21%	U形	—	32.0	751	>	655	82
15		400	1.0	D10	0.48%	U形	—	32.0	774	2651	655	193
16		400	1.0	D13	0.85%	U形	—	32.0	849	2310	655	324
17	C	400	1.0	D6	0.21%	閉合形	D16-2本	31.3	570	>	646	82
18		400	1.0	D10	0.48%	閉合形	D16-2本	31.5	773	2567	648	193
19		400	1.0	D13	0.85%	閉合形	D16-2本	31.8	756	4210	652	324

pw : せん断補強鉄筋比, f'c : コンクリート圧縮強度 (N/mm²), V_{max} : 最大せん断力 (実験値)

ε_w : 最大荷重時のスターラップ最大ひずみ (太字 : 降伏ひずみを越えていたもの, > : 降伏ひずみを大きく越えて正確に計測できていないもの), Vc : 式(1)による計算値, Vs : 式(2)による計算値

圧縮鉄筋はD16を2本配置し, スターラップはU形に加工して圧縮鉄筋に掛けて定着するのを基本としたが (typeA), a/d=1.0の供試体については, 圧縮鉄筋を配置しない供試体 (typeB) および, 圧縮鉄筋を配置しスターラップの加工形状を閉合形とした供試体 (typeC) も製作した。それぞれの供試体に用いたコンクリートおよび鉄筋の材料試験の結果を表-1および2に示す。

表-2 鉄筋の材料試験結果

呼び名	降伏強度 (N/mm ²)	降伏ひずみ (μ)	弾性係数 (kN/mm ²)	引張強度 (N/mm ²)
D6	370*	2215	167	537
D10	388	2688	144	528
D13	368	2587	142	525
D16	416	2827	147	591
D29	458	2861	160	638

* : 0.2%耐力

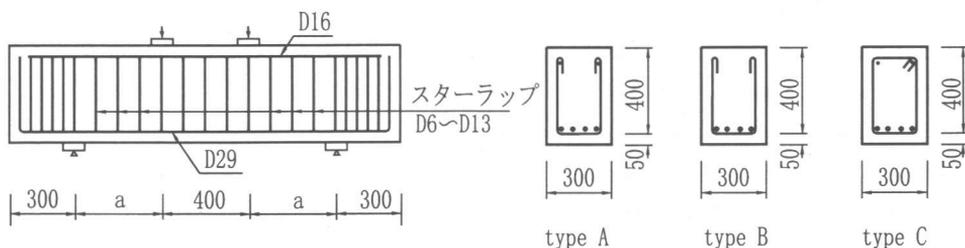


図-1 供試体の形状

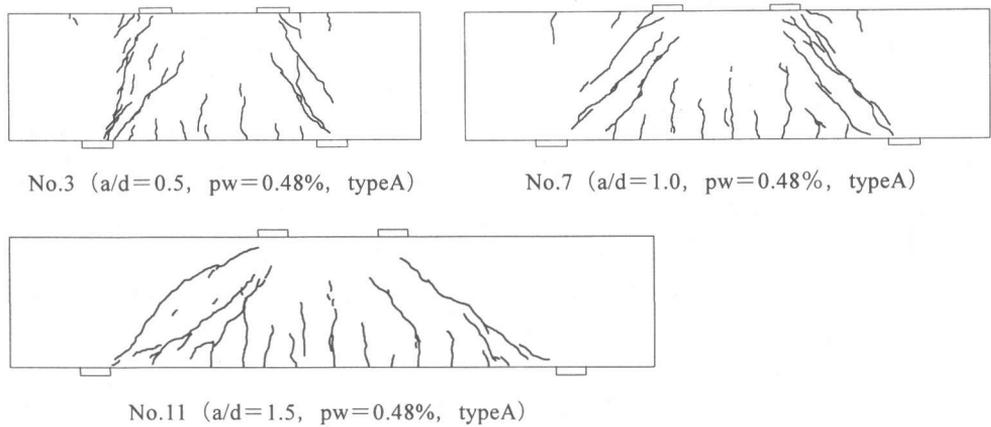


図-2 最大荷重時のひび割れ状況

2.2 荷重方法および測定項目

荷重方法は2点対称荷重とし、静的な単調荷重を行った。なお、荷重版および支承版には100mm幅の鋼板を用いた。測定は、鉄筋およびコンクリートのひずみ、たわみについて行うとともに、ひび割れ性状の観察も行った。

3. 実験結果

3.1 破壊性状

No.3, 7, 11 供試体の最大荷重時のひび割れ状況を図-2に示す。まずスパン中央付近に曲げひび割れが発生し、荷重の増加とともに、 $a/d=0.5$ および 1.0 の供試体は、支承前面から荷重版内側に向かってせん断ひび割れが発達したが、これが貫通することはなかった。その後、支承前面と荷重版外側を結ぶ線上のコンクリートが圧壊し、荷重が低下して破壊に至った。また、 $a/d=1.5$ の供試体は、曲げひび割れ発生後、荷重版内側直下から 45° 方向に斜めひび割れが生じ、その後やはり支承前面と荷重版外側を結ぶ線上のコンクリートが圧壊して荷重が低下した。なお、いずれの供試体も引張鉄筋は降伏しておらず、せん断破壊したものと考えられる。

3.2 最大せん断力

各供試体の最大せん断力 V_{max} を表-1に示す。typeAの、せん断補強鉄筋比 p_w と最大せん断力

V_{max} の関係を図-3に示す。 $a/d=0.5$ の場合は、スターラップを配置したことによる最大せん断力の上昇はあまり見られないが、 $a/d=1.0$ および 1.5 の場合には、 p_w が大きくなると最大せん断力が大きくなるのがわかる。

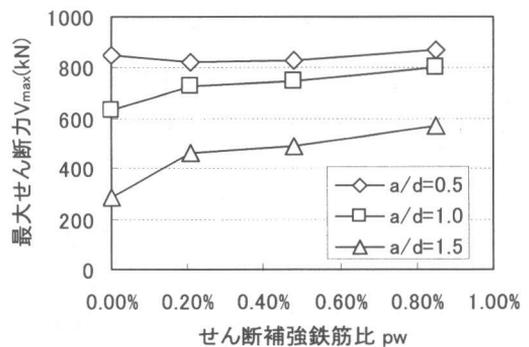


図-3 p_w と V_{max} の関係 (typeA)

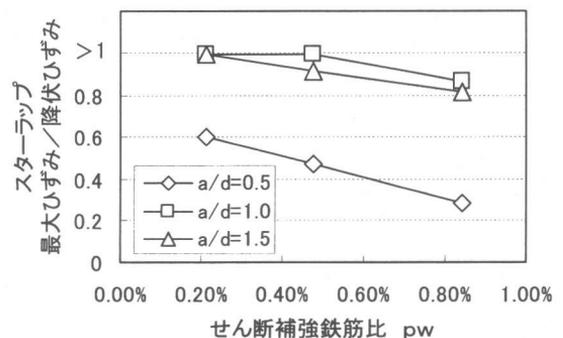


図-4 p_w とスターラップひずみの関係 (typeA)

3.3 スターラップのひずみ

最大荷重時に計測されたスターラップの最大ひずみ ϵ_w を表-1に示す。なお、スターラップのひずみは、部材高さ中央位置で計測した。最大ひずみを計測したスターラップは、いずれも載荷点と支点の中央に位置しており、せん断ひび割れと交差している。a/d=1.0 および 1.5 でスターラップに D6 を用いた供試体はスターラップが降伏し、D10 や D13 を用いた供試体も降伏ひずみに近い大きなひずみが生じているが、a/d=0.5 の供試体は降伏ひずみを大きく下回っている。

図-4に、せん断補強鉄筋比 p_w と、スターラップの最大ひずみと降伏ひずみの比の関係を示す。 p_w が大きくなると、スターラップに生じる最大ひずみが小さくなっている。a/d=0.5 の場合は、最大ひずみが降伏ひずみよりもかなり小さく、スターラップの配置によるせん断補強効果が十分に発揮されていないことがわかる。

4. スターラップの加工形状等の影響

図-5に、a/d=1.0の試験体全てについて、せん断補強鉄筋比 p_w と最大せん断力 V_{max} の関係を示した。typeA と B は圧縮鉄筋の有無の違いであるが、typeB のほうがやや V_{max} が大きい傾向にあるが、これはコンクリートの強度がやや高いための影響と考えられ、圧縮鉄筋の有無の影響は少ないと考えられる結果となった。また、typeC は圧縮鉄筋を配置しスターラップを閉合形に加工したものであるが、 $p_w=0.21\%$ および 0.85% で V_{max} が typeA および B に比べて小さくなる結果となった。

図-6に、スターラップのひずみの計測結果より、最大荷重時にスターラップが受け持つせん断耐力 V_{s-exp} を算出し、 p_w との関係を示した。なお、スターラップのひずみの計測結果は、計測位置がひび割れと交差しないものも含まれているため、 V_{s-exp} の算定値には誤差が含まれている。しかし、ひび割れ発生パターンはほぼ同じであるため、供試体間の相対的比較は可能

であると考えられる。 $p_w=0.48\%$ の場合は圧縮鉄筋の無い typeB が他に比べて V_{s-exp} がやや小さくなっているが、その他は type による差はない。このことから、typeB については圧縮鉄筋が無いために、スターラップの端部を圧縮鉄筋に掛けて配置した場合に比べてせん断補強効果が低下する可能性は否定できない。しかしながら、今回の実験では、せん断耐力に顕著な違いは見られなかった。

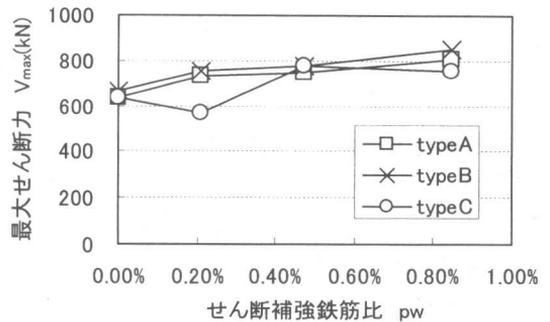


図-5 p_w と V_{max} の関係 (a/d=1.0)

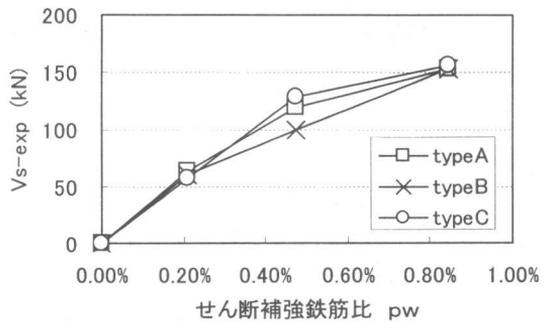


図-6 p_w と V_{s-exp} の関係 (a/d=1.0)

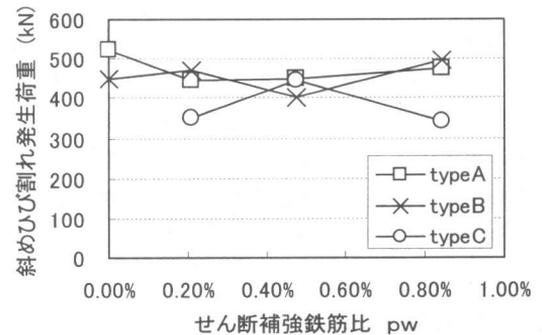


図-7 p_w と斜めひび割れ発生荷重の関係

次に、図-7に p_w と斜めひび割れ発生荷重の関係を示した。typeC の $p_w=0.21\%$ および 0.85% は、他に比べて斜めひび割れ発生荷重が低い結果となっている。また、typeC の V_s -exp が typeA に比べて大きく低下していることもないこと、斜めひび割れ発生荷重がほぼ同じ $p_w=0.48\%$ の typeA と typeC では、ほぼ同じせん断耐力となったから、スターラップの加工形状による違いとは考え難い。したがって、 $p_w=0.21\%$ および 0.85% の typeA と typeC でせん断耐力が異なるのは、斜めひび割れ発生時期のばらつきによる影響が大きいものと考えられる。

5. せん断耐力算定方法の検討

本実験結果から、せん断耐力算定方法の検討を行うことにした。スターラップの加工形状や圧縮鉄筋の有無による顕著な差は見られなかったことから、ここでは typeA の結果のみを用いて検討する。二羽は、ディープビームのせん断耐力算定式として式(1)を提案している⁵⁾。

$$V_c = \frac{0.24 \cdot f'_c{}^{2/3} \cdot (1 + \sqrt{p_c}) \cdot (1 + 3.33r/d) \cdot b_w \cdot d}{1 + (a/d)^2} \quad (1)$$

ここに、 f'_c : コンクリートの圧縮強度(N/mm²)

p_c : 引張鉄筋比(%)

d : 有効高さ(mm)

b_w : 部材幅 (mm)

r : 載荷板の部材軸方向長さ(mm)

a : せん断スパン (mm)

表-1に V_c の計算結果を、図-8にせん断補強鉄筋比 p_w と V_{max}/V_c の関係を示す。計算値はスターラップの配置によるせん断補強効果を考慮していないが、 $a/d=0.5$ の場合は、スターラップを配置してもせん断耐力の上昇はほとんど無く、計算値と同程度の結果となった。しかし、 $a/d=1.0$ および 1.5 の場合は、スターラップの配置によりせん断耐力が上昇し、計算値は実験値を過小評価する結果となった。

次に、スターラップにより受け持たれるせん断耐力 V_s を式(2)で考慮し、せん断耐力を V_c+V_s で算定した。

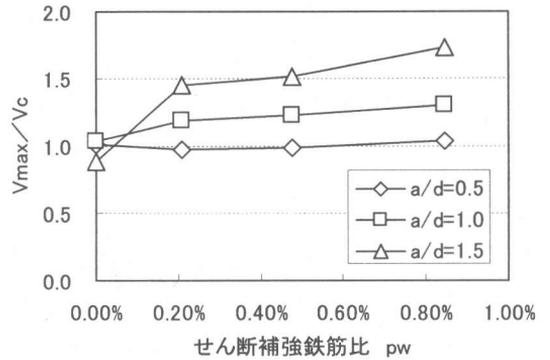


図-8 p_w と V_{max}/V_c の関係

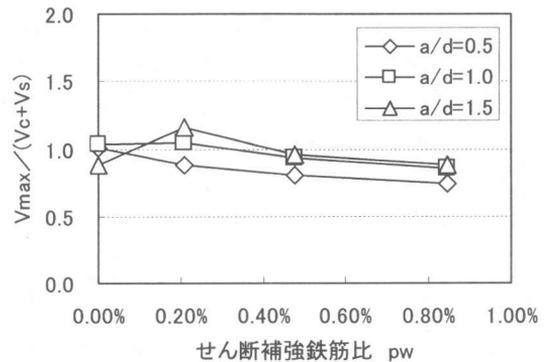


図-9 p_w と $V_{max}/(V_c+V_s)$ の関係

$$V_s = A_w \cdot f_{wy} \cdot Z / S_s \quad (2)$$

ここに、 A_w : スターラップの断面積 (mm²)

f_{wy} : スターラップの降伏強度 (N/mm²)

$Z = d/1.15$

S_s : スターラップの間隔 (mm)

表-1に V_s の計算結果を、図-9にせん断補強鉄筋比 p_w と $V_{max}/(V_c+V_s)$ の関係を示す。 p_w が大きいほど計算値は実験値を過大評価する傾向にある。また、 $a/d=0.5$ の場合は、スターラップを配置したもの全てにおいて過大評価となっている。これは、 $a/d=0.5$ の場合や p_w が大きい場合に、スターラップが降伏せず、計算値どおりの補強効果が得られなかったためと考えられる。

スターラップを有するディープビームのせん断耐力算定式として、林川らは式(3)を提案している²⁾。これは、トラス理論によるスターラップの補強効果を低減して加算したものである。

$$V_{cal1} = V_c + \phi \cdot V_s \quad (3)$$

$$\phi = -0.17 + 0.3 \cdot a/d + 0.33/pw \quad (4)$$

また、佐藤らは、式(5)を提案している³⁾。これは、スターラップの補強効果をコンクリート強度の増加として考慮したものである。

$$V_{cal2} = g(a/d, pw, fwy) \cdot V_c \quad (5)$$

$$g(a/d, pw, fwy) = 1 + 0.2(a/d - 0.74) \sqrt{pw \cdot fwy} \quad (6)$$

本実験に用いた供試体それぞれについて計算値を求め、実験値との比を図-10および図-11に示した。

V_{cal1} は、 $a/d=1.0$ および 1.5 の場合は比較的精度よくせん断耐力を評価しているものの、 $a/d=0.5$ の場合には、実験値をやや過大評価している。また、 V_{cal2} は a/d が大きくなると実験値を過小評価する傾向にある。

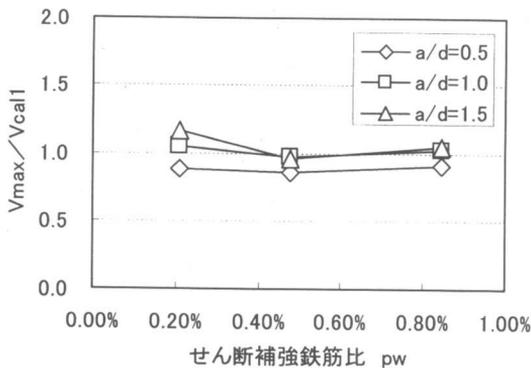


図-10 pw と V_{max}/V_{cal1} の関係

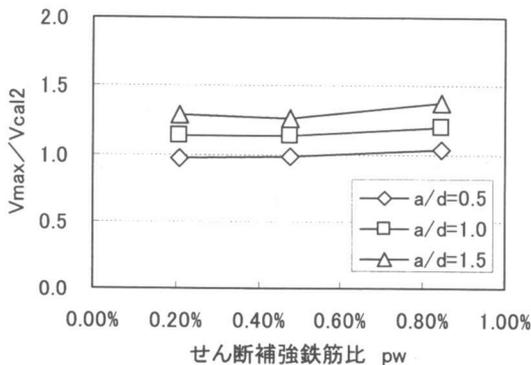


図-11 pw と V_{max}/V_{cal2} の関係

6. まとめ

スターラップを有するディープビーム供試体

を用いた実験結果をもとに、スターラップによるせん断補強効果について検討を行った。その結果、スターラップを圧縮鉄筋に掛けて配置した場合と圧縮鉄筋を配置しない場合では、スターラップに生じるひずみに若干の差が見られる場合もあったが、せん断耐力に顕著な差は見られなかった。また、スターラップの加工形状をU形、閉合形をした場合では、斜めひび割れ発生時期によってせん断耐力にばらつきが生じたが、その補強効果に大差はないと考えられる結果が得られた。

スターラップのせん断補強効果については、 $a/d=0.5$ の場合はスターラップを配置してもせん断耐力の上昇はほとんど見られなかった。しかし、 $a/d \geq 1.0$ の場合はスターラップの配置によりせん断耐力が上昇する結果となった。だが、その効果をトラス理論で計算すると、 a/d が小さいほど、また、 pw が大きいほど実験値を過大評価する傾向にあることが明らかになった。

参考文献

- 1) 谷村幸裕, 渡辺忠朋, 西川佳祐, 野々村政一: フーチングのせん断補強効果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.701-706, 1996.6
- 2) 林川俊郎, 斉藤文彦, 角田與史雄: せん断補強鉄筋を有する RC ディープビームの強度について, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.12, No.2, pp.319-324, 1990.6
- 3) 佐藤靖彦, 上田多門, 角田與史雄: 水平鉄筋及びスターラップを有するディープビームのせん断耐力について, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.17, No.2, pp.839-844, 1995.6
- 4) 土木学会: コンクリート標準示方書 設計編, 1996.3
- 5) 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, pp.119~126, 1983