

論文 PAE系ポリマーセメントモルタルを用いた補強はりのせん断耐力

西原 知彦*1・中井 裕司*2・水越 睦視*3・東山 浩士*4

要旨: ポリマーセメントモルタルを用いた下面増厚工法は、道路橋 RC 床版、トンネルなどの補強対策に採用されている。本研究では、トンネルやボックスカルバートへの適用を想定し、棒部材の全長にわたって下面増厚を施工した RC はりに着目した。有効高さ、せん断スパン比、主鉄筋比、補強鉄筋比をパラメータとする下面増厚補強 RC はりのせん断耐力実験を行い、せん断破壊過程から土木学会（二羽式）のせん断耐力式における有効高さの取り扱いを考察し、せん断耐力の評価法について検討した。

キーワード: ポリマーセメントモルタル、下面増厚補強、せん断、有効高さ

1. はじめに

輪荷重により疲労劣化した道路橋鉄筋コンクリート (RC) 床版の補強対策の一つに、下面に補強用の鉄筋を配置し、ポリマーセメントモルタル (PCM) で増厚することにより断面を増加させる下面増厚工法がある。本工法を RC 床版に適用した場合の曲げ補強効果に関しては多くの報告があり、せん断補強効果や疲労耐久性についても幾つかの研究がなされている^{1),2),3)}。しかしながら、スターラップを有しない下面増厚後の RC はりのせん断耐力に関しては、土木学会式の基である二羽らのせん断耐力式で比較的精度よく算定できるとの報告があるが、疲労や剥離破壊に関する実験の中で行われたものでデータ数が少なく、有効高さや補強鉄筋量などの各種要因については詳細に検討されていない^{1),3),4)}。

本研究では、トンネルやボックスカルバートへの補強

を想定し、RC はり全長にわたって下面増厚を施した補強はりを作製した。増厚施工はポリアクリル酸エステル (PAE) 系 PCM を用いた左官工法を採用し、有効高さ、せん断スパン比、主鉄筋比、補強鉄筋比などを実験パラメータとする下面増厚補強 RC はりについてせん断耐力実験を行い、無補強はりの実験結果との比較で、せん断耐力の評価法について検討した。

2. 実験概要

2.1 供試体および荷重方法

実験に使用した RC はり供試体の形状寸法、配筋と荷重状況を図-1 に、補強前 RC はり (母材) の形状と支持条件を表-1 に、PCM 増厚補強した RC はりの組合せを表-2 に示す。ここで、平均有効高さ d_m は引張鉄筋比を母材の主鉄筋および増厚部補強鉄筋の合計断面積と

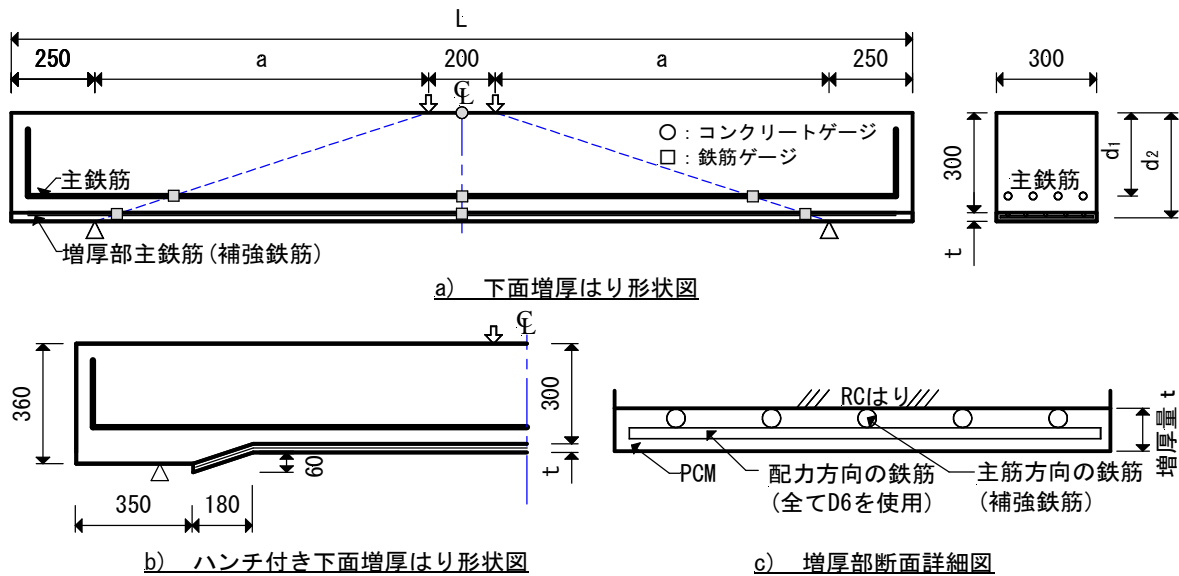


図-1 RCはり供試体の形状寸法、配筋と荷重状況

*1 香川高等専門学校 専攻科建設工学専攻 (学生会員)
 *2 前田工織 (株) 東京営業推進部部长 (正会員)
 *3 香川高等専門学校教授 建設環境工学科 博 (工) (正会員)
 *4 近畿大学准教授 理工学部社会環境工学科 博 (工) (正会員)

し、両鉄筋の図心位置として求めた。供試体は A～D の 4 シリーズに大別され、増厚補強の有無、せん断スパン比 (a/d)、有効高さ、鉄筋量、増厚量、ハンチの有無をパラメータとする 12 体の RC はりを作製した。なお、補強はり断面は、せん断余裕度が 0.7 程度となるように設計した。A シリーズは道路橋 RC 床版を想定してハンチを設け、下面増厚範囲は支点間とし、鉄筋量、有効高さなどその他のパラメータは B シリーズと同じとした。また、A-0、B-0、C-0、D-0 はりは比較用の無補強はりである。B、C、D シリーズの補強はりの下面増厚は、トンネルやボックスカルバートへの補強を想定し、RC はり全長にわたって下面増厚を施工した。

載荷方法は、図-1に示す4点对称載荷とした。測定項目は、スパン中央たわみ、断面上縁のコンクリートひずみおよび鉄筋ひずみ、ひび割れ進展状況、打継ぎ界面の鉛直ずれ量である。

2.2 使用材料および配合

RCはり供試体に使用した鉄筋の機械的性質を表-3に、母材コンクリートの配合および補強部に用いたPCMの配合を表-4に示す。増厚部は母材との一体性を確保するために、母材コンクリート表面をディスクサンダーケレンにて処理した。その後、座金 (SS400) とコンクリートビスで補強鉄筋を、配力筋は結束線で固定し、PCM-1をプライマーとして増厚面前面と鉄筋に均一にリシンガンにて散布し、左官工法にてPCM-2を2層に分けて増厚施工した。層間にもPCM-1を散布し、最終的に増厚部主鉄筋の純かぶりが12mmとなるように増厚した。

2.3 材料特性

RCはり載荷試験時のコンクリートおよびPCMの強度特性を表-5に示す。ここで、PCMの付着強度は建研式接着力試験器を用いて求めた鉛直方向の母材コンクリートとの付着強度である。

3. 実験結果および考察

3.1 破壊性状

RC はりの載荷試験結果の概要を表-6 に、載荷試験終了後の破壊性状を図-2 に示す。ここで、せん断ひび割れ発生荷重は、腹部に斜めひび割れが発生した荷重または曲げせん断ひび割れが一気に進展した荷重とした。無補強はりも含め全てのはり供試体で、せん断破壊した。せん断破壊形式は、全てのはりで斜め引張破壊となり、斜めひび割れが発生するとほぼ同時に破壊に至った。これは、せん断余裕度が 0.7 程度、a/d を補強前後の平均有効高さに対して 2.5～4.0 の範囲内で載荷試験を実施していることから妥当な破壊形式であると考えられる。

(1) 無補強はり

ハンチのない全ての無補強はりでは、基本的に腹部中

表-1 補強前 RC はりの形状及び支持条件

はりのシリーズ	a/d	支間長 L (mm)	せん断スパン長 a (mm)	有効高さ d ₁ (mm)	主鉄筋	主鉄筋比 (%)	ハンチ
A	4	2200	1000	250	D22-4	2.06	あり
B	4	2200	1000	250	D22-4	2.06	なし
C	3	1400	600	200	D19-3	1.43	なし
D	4	1800	800	200	D19-4	1.91	なし

表-2 PCM増厚補強したRCはりの組合せ

はり名	補強の有無	増厚量 t (mm)	補強鉄筋の配置高さ d ₂ (mm)	平均有効高さ d _a (mm)	補強鉄筋	補強鉄筋比 (%)
A-0	無補強	0	-	250	-	-
A-1	増厚補強	26	306	266	D13-5	0.69
A-2		19	303	256	D6-6	0.21
B-0	無補強	0	-	250	-	-
B-1	増厚補強	26	306	266	D13-5	0.69
B-2		19	303	256	D6-6	0.21
C-0	無補強	0	-	200	-	-
C-1	増厚補強	23	305	235	D10-6	0.47
C-2		19	303	219	D6-6	0.21
D-0	無補強	0	-	200	-	-
D-1	増厚補強	23	305	229	D10-6	0.47
D-2		19	303	215	D6-6	0.21

表-3 鉄筋の特性

種類	降伏強度 (N/mm ²)	引張強さ (N/mm ²)	弾性係数 (kN/mm ²)	降伏ひずみ (μ)
D22 (主鉄筋)	384	570	200	1920
D19 (主鉄筋)	386	568	200	1930
D13 (補強鉄筋)	365	527	200	1825
D10 (補強鉄筋)	387	540	200	1935
D6 (補強鉄筋)	448	545	200	2240

表-4 コンクリートおよびPCMの配合

配合の種類	コンシステンシーの目標値	目標空気量 (%)	W/C (%)	P/C (%)	S/C	適用部位
コンクリート	スランプ18cm	4.5	52	-	-	母材
PCM-1	J14ロート3～7秒	-	52	19	1.5	増厚部界面
PCM-2	15打フロー140mm	12	32	12	2.0	増厚部

表-5 コンクリートおよびPCMの特性

はりのシリーズ	材料の種類	圧縮強度 (N/mm ²)	弾性係数 (kN/mm ²)	引張強度 (N/mm ²)	曲げ強度 (N/mm ²)	付着強度 (N/mm ²)
A	コンクリート	36.2	28.5	3.07	-	-
	PCM	35.3	20.5	-	10.9	1.70
B	コンクリート	35.4	29.0	2.70	-	-
	PCM	36.3	20.3	-	10.2	1.70
C	コンクリート	34.4	28.3	2.82	-	-
	PCM	38.3	20.6	-	10.5	1.60
D	コンクリート	33.2	28.6	2.85	-	-
	PCM	41.8	20.6	-	10.2	2.00

中央付近に発生した斜めひび割れが、発生とほぼ同時に載荷点に向かって進展するとともに主鉄筋に沿って支点上まで一気に伸び、最終的に圧縮縁へと貫通し破壊に至った。ハンチを設けたA-0は、ハンチ開始点から発生した曲げひび割れが載荷点に向かって腹部中央付近まで伸び曲げせん断ひび割れとなった後、そのひび割れがハンチなしの供試体と同様の過程をたどり脆性破壊した。

(2) 補強はり

各シリーズの補強はりの破壊過程は、斜めひび割れの発生から載荷点方向への進展までの過程は無補強はりと同様であった。しかしながら、載荷点方向への進展とほぼ同時に生じた支点方向へのひび割れ進展については、以下のような過程をたどった。有効高さ250mm, $a/d=4$ のA-1, A-2, B-1, B-2および有効高さ200mm, $a/d=4$ のD-1では、母材の主鉄筋に沿った水平ひび割れと増厚部補強鉄筋へと進展する2本のひび割れが発生し、最終的に圧縮縁へと貫通し破壊に至った。有効高さ200mm, $a/d=4$ のD-2はりと有効高さ200mm, $a/d=3$ のC-1, C-2では、斜めひび割れは増厚部補強鉄筋へと進展したが、母材の主鉄筋に沿ったひび割れは認められず、最終的には圧縮縁へと貫通し破壊に至った。

表-6 RCIはりの載荷試験結果の概要(実験値)

はりの種類	曲げひび割れ発生荷重(kN)	せん断ひび割れ発生荷重(kN)	せん断破壊荷重(kN)	破壊形式
A-0	34.0	190.0	190.0	斜め引張破壊
A-1	50.0	210.0	210.0	斜め引張破壊
A-2	50.0	200.0	200.0	斜め引張破壊
B-0	29.5	180.0	180.0	斜め引張破壊
B-1	40.0	220.0	220.0	斜め引張破壊
B-2	30.0	234.0	234.0	斜め引張破壊
C-0	28.0	175.0	176.0	斜め引張破壊
C-1	50.0	220.0	260.5	斜め引張破壊
C-2	60.0	210.0	254.0	斜め引張破壊
D-0	28.5	134.0	134.0	斜め引張破壊
D-1	40.0	220.0	220.0	斜め引張破壊
D-2	45.0	198.0	198.0	斜め引張破壊

3.2 変形性状

せん断力とスパン中央変位の関係をシリーズ毎に図-3に示す。図より、全てのはり供試体において、最大荷重に達すると直ぐに、斜めひび割れの圧縮縁への貫通により、荷重が急激に低下し破壊に至ったことがわかる。また、各シリーズにおいて、無補強はりに比べ補強はりの剛性は大きく、増厚部の補強鉄筋量が多いほど剛性が大きくなっている。

3.3 鉄筋ひずみおよび断面のひずみ分布

代表的なせん断力と鉄筋ひずみの関係を上縁コンクリートひずみとあわせて図-4に示す。図のB-2のように鉄筋の降伏は、B-2, C-2, D-1, D-2の各供試体の増厚部補強鉄筋で認められた。その他の供試体では、鉄筋は降伏しておらず、鉄筋の降伏前に脆性的なせん断破壊を呈したものと考えられる。図-5に代表例としてB-2はり断面のひずみ分布を示す。図より、鉄筋の降伏あるい

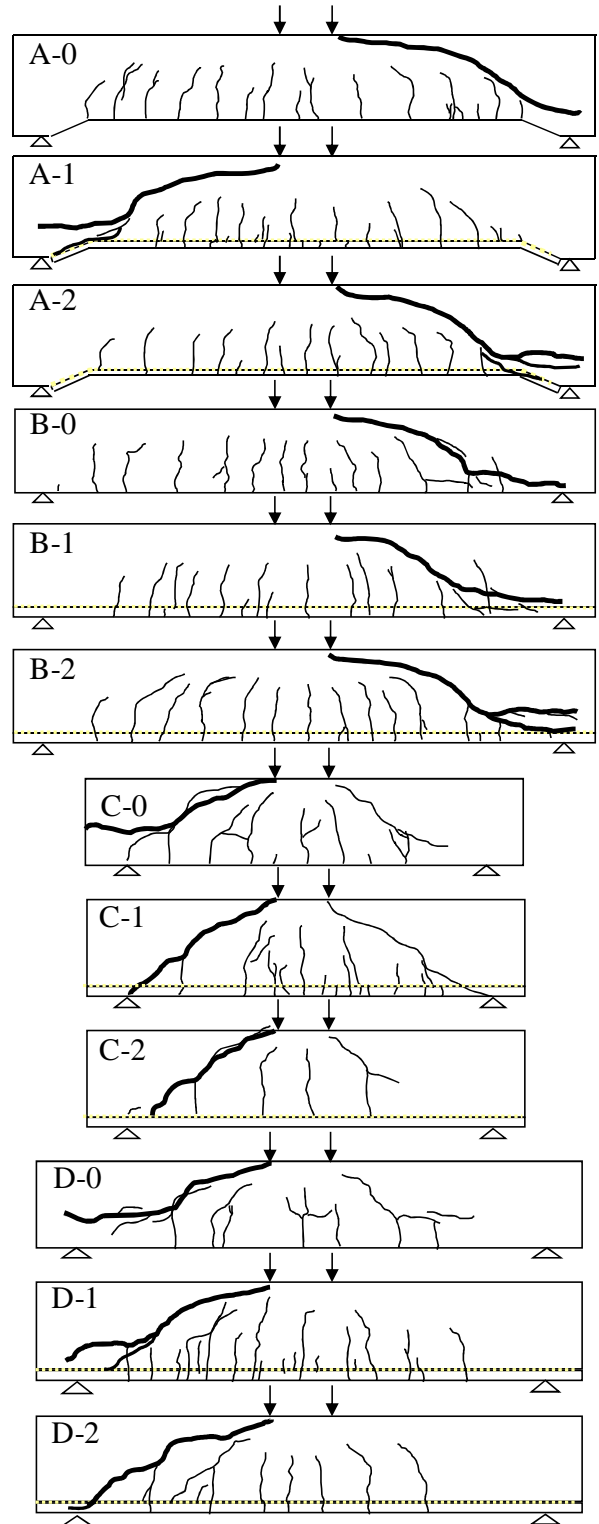


図-2 破壊性状

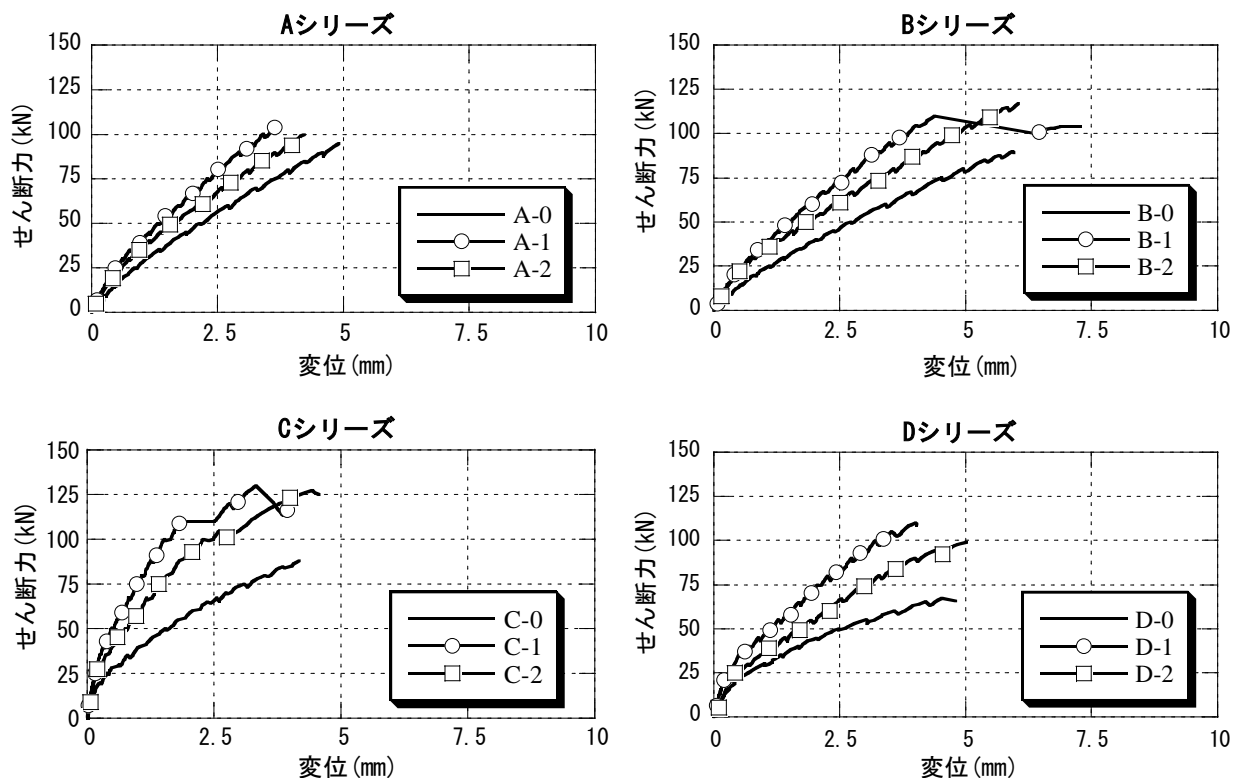


図-3 せん断カースパン中央たわみ

は終局破壊直前までは、断面内のひずみ分布は直線関係を示し、平面保持の仮定が成立していることがわかる。全ての増厚補強はりで同様なひずみ分布が確認された。この断面のひずみ分布と亀裂変位計による増厚界面の鉛直方向のずれの測定からも、最大荷重までは母材と増厚部は一体化しており、界面のすべりは生じていないと判断できた。

3.4 せん断耐力の評価

既往の研究では、スターラップを有しない下面増厚した RC はりのせん断耐力は、土木学会式の基である二羽らのせん断耐力式⁴⁾を用い、引張鉄筋比を母材の主鉄筋および増厚部補強鉄筋の合計断面積とし、両鉄筋の図心位置として求めた平均有効高さを適用することで比較的精度よく算定できると報告されている^{1),3)}。横山らの実験¹⁾では、せん断耐力の計算値に対する実験値の比 (V_{exp}/V_{cal}) は、2体の実験値の平均 $\mu=1.10$ 、変動係数 $V=6.0\%$ 、佐藤らの実験³⁾では、3体の実験値の $\mu=0.85$ 、 $V=9.0\%$ であった。以上のようにデータ数が少なく、計算値に対する実験値の大小関係も異なることから、平均有効高さの二羽式への適用についても更なる検討が必要であると思われる。

本実験におけるせん断耐力の評価結果を表-7に示す。表中の $V_{cal.1}$ 、 $V_{cal.2}$ 、 $V_{cal.3}$ は各々式(1)、式(2)、式(3)による計算値である。

式(1)は既往の研究による平均有効高さをを用い、式(2)

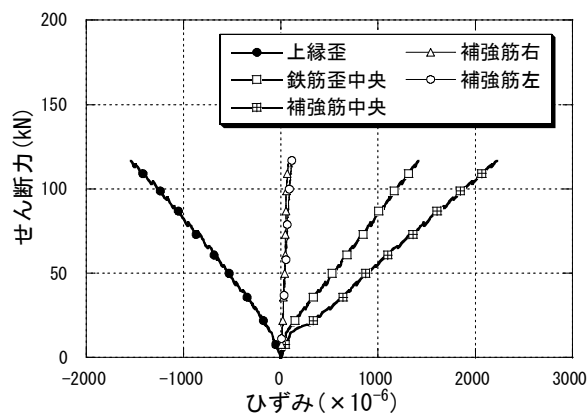


図-4 せん断力-ひずみ関係(B-2はり)

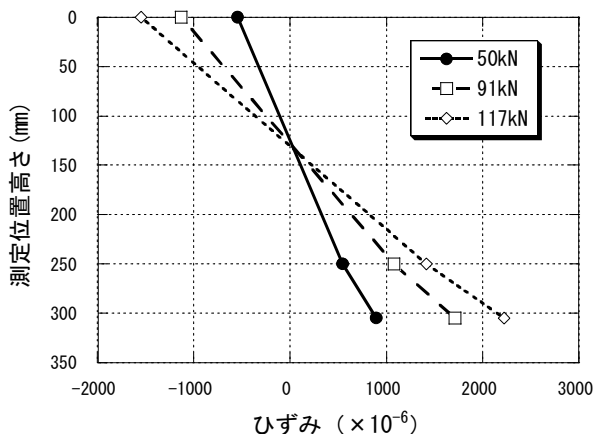


図-5 断面のひずみ分布(B-2はり)

表-7 RCはりのせん断耐力の評価

はりの種類	実験値 Vexp (kN)	計算値(式1) Vcal.1 (kN)	計算値(式2) Vcal.2 (kN)	計算値(式3) Vcal.3 (kN)	Vexp / Vcal.1	Vexp / Vcal.2	Vexp / Vcal.3
A-0	95.0	98.3	-	-	0.97	-	-
A-1	105.0	115.5	128.6	123.6	0.91	0.82	0.85
A-2	100.0	103.9	118.1	111.3	0.96	0.85	0.90
B-0	90.0	97.6	-	-	0.92	-	-
B-1	110.0	114.7	127.6	122.7	0.96	0.86	0.90
B-2	117.0	103.1	117.3	110.4	1.13	1.00	1.06
C-0	88.0	80.1	-	-	1.10	-	-
C-1	130.2	104.5	131.2	118.1	1.25	0.99	1.10
C-2	127.0	92.0	121.8	106.5	1.38	1.04	1.19
D-0	67.0	78.7	-	-	0.85	-	-
D-1	110.0	96.7	121.7	110.8	1.14	0.90	0.99
D-2	99.0	87.3	114.6	101.3	1.13	0.86	0.98

$$V_C = 0.2(p_w \cdot f_c')^{2/3} (d/10^3)^{1/4} [0.75 + 1.4(a/d)] b_w \cdot d \quad (1)$$

ここに、

$$d = (A_{s1} \cdot d_1 + A_{s2} \cdot d_2) / (A_{s1} + A_{s2})$$

$$p_w = 100(A_{s1} + A_{s2}) / (b_w \cdot d)$$

V_C : せん断耐力 (N), b_w : 有効幅 (mm)

d : 有効高さ (mm), p_w : 引張鉄筋比 (%)

d_1 : 母材の主鉄筋に対する有効高さ (mm)

d_2 : 増厚部の補強鉄筋に対する有効高さ (mm)

A_{s1} : 母材の主鉄筋断面積 (mm²)

A_{s2} : 増厚部の補強鉄筋断面積 (mm²)

a : せん断スパン (mm)

$$V_C = 0.2(p_w \cdot f_c')^{2/3} (d_2/10^3)^{1/4} [0.75 + 1.4(a/d_2)] b_w \cdot d_2 \quad (2)$$

ここに、

$$p_w = 100(A_{s1} + A_{s2}) / (b_w \cdot d_2)$$

$$V_C = V_{C1} + V_{C2} \quad (3)$$

ここに、

$$V_{C1} = 0.2[(p_1 + p_2) f_c']^{2/3} (d_1/10^3)^{1/4} [0.75 + 1.4(a/d_1)] b_w \cdot d_1$$

$$V_{C2} = 0.2(p_2 \cdot f_c')^{2/3} (d_2/10^3)^{1/4} [0.75 + 1.4(a/d_2)] b_w (d_2 - d_1)$$

$$p_1 = 100 \cdot A_{s1} / (b_w \cdot d_1), \quad p_2 = 100 \cdot A_{s2} / (b_w \cdot d_2)$$

は増厚部補強鉄筋の図心を有効高さとし計算したものである。式(3)は、本研究で提案する実験式である。この提案式では、3.1で考察した破壊性状から荷重点と支点を結ぶ2つの圧縮パスを仮定した。1つは荷重点から支点上の母材の軸方向鉄筋（主鉄筋）に向かうパス、もう1つ

は荷重点から支点上の下面増厚部の軸方向鉄筋（補強鉄筋）に向かうパスである。この2つの圧縮パスによってせん断力が支持されていると想定した。式(3)における V_{C1} は母材の主鉄筋支点部に向かう圧縮パスによって支持されるせん断抵抗、 V_{C2} は補強鉄筋支点部に向かう圧縮パスによるせん断抵抗を考慮しており、有効高さ d_1 までのせん断抵抗を重複して考慮しないように V_{C2} ではせん断抵抗深さを $(d_2 - d_1)$ としている。無補強はりでは斜めひび割れが進展し母材の主鉄筋位置のかぶりを抜ける破壊が生じたのに対し、補強はりでは、増厚部から下面へと抜ける破壊で終局に至っており、この破壊性状の違いは上記仮定の妥当性を示しているものと考えられる。なお、ハンチを設けたAシリーズについても、破壊性状を考慮し同様の考え方を適用した。ただし、横山らの道路橋RC床版の疲労破壊を想定したハンチ付RCはりのせん断耐力評価では、式(1)を用いた下面増厚補強はりのせん断耐力の計算値は実験値よりも1.2~1.8倍程度大きくなり、この理由として、補強鉄筋のダウエル力とハンチ構造がせん断耐力の増加に寄与したと推察している⁵⁾。したがって、道路橋RC床版の疲労破壊を想定し、せん断耐力を算定するには、はり幅など断面形状を変化させた実験を追加し、更なる検討を行う必要がある。

図-6、図-7、図-8にVcal.1, Vcal.2, Vcal.3の各々に対する実験値の比を基準となる無補強はりの結果とあわせて示す。図中には、補強はりにおける各Vexp/Vcalの平均値 μ と変動係数Vも示した。無補強はりでは、 $\mu=0.96$, $V=10.8\%$ であった。これらの図より、既往の研究で提案されている平均有効高さを適用する式(1)は過小評価となり、補強鉄筋の図心位置を有効高さとする式(2)では過大評価を与えることがわかる。本研究の提案式(3)では、Vexp/Vcal.3の平均値 $\mu=1.00$ 、変動係数

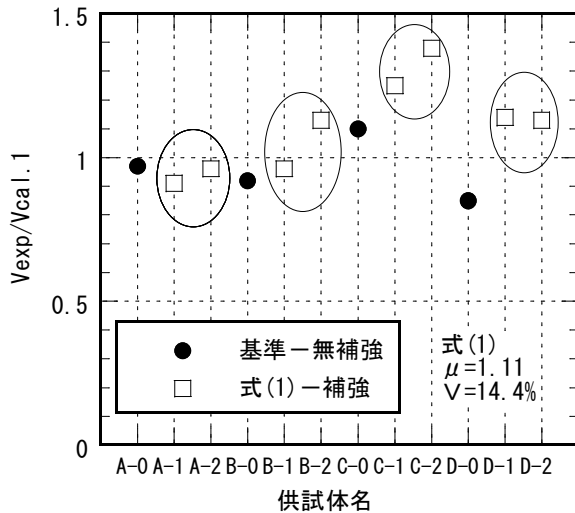


図-6 Vcal.1に対する実験値の比

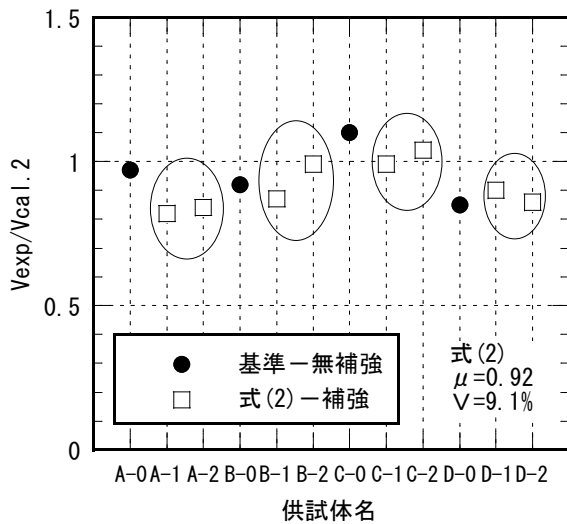


図-7 Vcal.2に対する実験値の比

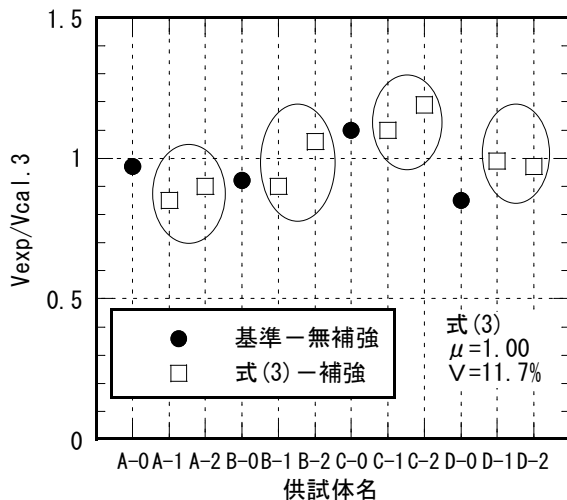


図-8 Vcal.3に対する実験値の比

V=11.7%と算定精度が高くバラツキも既往の式(1)よりも小さかった。よって、本提案式によってPCMで下面増厚補強したRCはりのせん断耐力を算定することが十分可能であることが確認された。

4. まとめ

PCM下面増厚により補強したRCはりのせん断耐力について、本実験の範囲で以下の知見が得られた。

- (1) スターラップを配置しない下面増厚補強はりは、最終的に斜めひび割れが圧縮縁を貫通する斜め引張破壊を呈し、降伏あるいは終局直前までは界面のすべりは生じなかった。
- (2) 無補強はりでは、終局時に斜めひび割れが母材の主鉄筋のかぶりを貫通したのに対し、下面増厚補強はりでは、増厚部から下面への貫通が生じた。
- (3) 破壊過程と下面増厚時の有効高さの検討から、載荷点から支点上の母材の主鉄筋に向かうパスと載荷点から支点上の下面増厚部の補強鉄筋に向かう2つの圧縮パスによってせん断力が支持されていると想定した二羽式を基とする本提案式により、下面増厚補強はりのせん断耐力を精度よく算定することが十分可能であることが確認された。ただし、今後、数値解析などを通じて補強されたRC部材の想定したせん断耐荷機構を明確にし、RC床版などの押抜きせん断耐力などへの適用の拡大を行う必要がある。

参考文献

- 1) 横山和昭, 鹿野善則, 福田一郎, 須田久美子: 下面増厚したRC梁の定点載荷疲労試験, コンクリート工学年次論文集, Vol.24, No.2, pp.1345-1350, 2002.6
- 2) 横山和昭, 佐藤貢一, 日野伸一: 下面増厚したRC床版のせん断補強効果と疲労耐久性の評価に関する実験的研究, 土木学会論文集 A, Vol.63, No.4, pp.768-779, 2007.12
- 3) 佐藤貢一, 小玉克己: ポリマーセメントモルタル増厚補強したRCはりの剥離破壊性状に関する基礎的研究, 土木学会論文集, No.746/V-61, pp.115-128, 2003.11
- 4) 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, No.372/V-5, pp.167-176, 1986.8
- 5) 横山和昭, 鹿野善則, 柴桃孝一郎: 下面増厚したRC梁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集, Vol.25, No.2, pp.1909-1914, 2003.7