

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

佐藤貢一¹・小玉克己²

¹正会員 奈良建設株式会社 技術研究所 (〒222-0033 横浜市港北区新横浜 1-13-3)

E-mail: k.satoh@nara-const.co.jp

²フェロー会員 工博 武蔵工業大学教授 工学部都市基盤工学科 (〒158-8557 東京都世田谷区玉堤 1-28-1)

ポリマーセメントモルタル増厚補強は、補強筋とポリマーセメントモルタルを使用したコンクリート構造物の補強工法で、主に道路橋床版の下面補強対策に採用されている。本研究ではポリマーセメントモルタル増厚補強工法の破壊性状を定量的に把握することを目的に RC はりの補強実験を行った。RC はりのせん断スパン比、補強鉄筋量、増厚量を変化させ補強はりの破壊形態を検討した。実験の結果、破壊形態は曲げ・せん断・中央剥離・端部剥離破壊に大別できることが分かった。本論では中央剥離、端部剥離破壊を中心に考察し、発生メカニズムと挙動を検討した。中央剥離破壊は平均付着強度算定式を同定し、剥離破壊エネルギーによって評価できることを示した。また、端部剥離破壊のメカニズムを検討し、破壊挙動を定量的に把握した。

Key Words: polymer cement mortar, peeling off failure, strengthened, bond strength, bottom-side thickness increasing method

1. はじめに

鉄筋コンクリート（以下 RC と記す）構造物は、使用環境の変化に伴い設計荷重が変更され構造物の要求性能が見直され、長期間の供用により劣化が生じ、耐荷力を向上させる等の補強が行われている。補強工法には増厚工法、鋼板接着工法、連続繊維接着工法、外ケーブル工法などがあり、それぞれ RC 構造物の補強部位、補強目的、使用環境、経済性に応じ選定されている。

本論文で対象とする補強工法はポリマーセメントモルタルを用いた増厚工法（以下 PCM 増厚工法と記す）である。PCM 増厚工法は主に道路橋床版の車両大型化対策（B 活荷重）や輪荷重による疲労劣化に対する補強対策として床版下面の増厚工法に使用されている。PCM 増厚工法は補強の対象部位に必要な量の補強筋を配置し、PCM を吹付ける等して増厚一体化するものである。本工法は既往の室内実験^{1),2)}や実橋^{3),4)}の計測結果より、補強後の既設構造物と増厚部が一体化し合成機能を発揮することにより、断面剛性が向上し、鉄筋応力度や変位量を減少させ耐荷力の向上や疲労耐久性の向上が得られることが把握されている。

鋼板接着工法や連続繊維接着工法等、既設構造物に補強構造体を接着する補強工法と同様に PCM 増厚工法は、

終局的な破壊時に剥離を伴う形態を取る場合がある^{5),6)}。佐野らは鋼板接着工法の一面せん断付着試験とはり実験から鋼板端部に作用する剥離荷重・剥離挙動を検討し、鋼板端部の定着長を検討した⁷⁾。佐藤らは炭素繊維シートを使用し連続繊維シート的一面せん断付着試験から接着面内に作用するせん断付着強度の算定式を同定し、コンクリートと連続繊維シートの面内に作用する引張力に対するせん断付着強度を把握している⁸⁾。また、恒岡らは下面増厚はりの端部に生じる剥離現象を RC はり実験で再現し FEM 解析により、はり端部に生じる端部剥離を検討した⁹⁾。

本研究では PCM 増厚工法の剥離破壊形態を定量的に把握することを目的に PCM を用いて下面増厚補強した RC はりの載荷実験を行った。RC はりのせん断スパン比と補強筋量を変化させた実験では、曲げ破壊、せん断破壊、中央剥離、端部剥離の 4 種の破壊形態が確認された。これらの各破壊形態を検討することから、PCM 増厚工法で補強したはりの破壊性状を整理し、4 種の破壊形態のうち中央剥離、端部剥離に着目した。この中央剥離、端部剥離の剥離メカニズムを考察し、定量的に破壊挙動を検討した。その結果を用いて、中央剥離、端部剥離の剥離荷重を把握することを試みた。

2. 実験概要

(1) 実験概要

補強後の破壊形態は、はりのせん断スパン比と増厚量・補強筋量に影響される⁽¹⁾。このことから、破壊性状を把握する目的でRCはりのせん断スパン比を $a/d=3.5\sim 8.0$ に変え、補強筋量を $A_r=63.34\text{mm}^2\sim 213.99\text{mm}^2$ に変化させ、補強後の破壊性状の変化を検討した。せん断スパン比は増厚後有効高さ d が変化するため補強後のはり毎に若干変化するが、本検討では補強前のせん断スパン比で表記している。

(2) 実験供試体作成方法

RCはりおよび増厚形状を図-1に、RCはりに使用したコンクリート、増厚に使用したPCM、鉄筋の物理的特性を表-1~2に示す。PCMは再乳化型粉末樹脂である粉体アクリルを使用し、セメント、細骨材、混和剤と共に粉体でプレミックスされたものを使用した。配合は水粉体比を15%とした。RCはりは、PCM増厚工法が主に採用されている床版を想定し、はり高さの薄い形状とした。RCはり寸法は昭和39年道路橋示方書で設計された床版寸法の80%を想定し、主鉄筋量も同設計基準で設計された最低配筋量の80%であるD10-2本を配置した。荷重はRCはりのせん断スパン比 $a/d=3.5\sim 8.0$ (表-3)で実施した。実橋床版のコンクリート面の表面処理方法はウォータージェット工法やプラスト工法等である。本実験では表面粗

表-1 コンクリートおよびPCMの特性

	圧縮強度 (N/cm^2)	引張強度 (N/cm^2)	付着強度 (N/cm^2)	引張強度 (N/cm^2)	弾塑性係数 (kN/cm^2)
コンクリート	38.0	4.69	—	2.70	33.7
PCM	27.6	8.88	3.25	2.89	12.1

表-2 主鉄筋および補強鉄筋の特性

鉄筋種類	公称断面積 (cm^2)	引張降伏強度 (N/cm^2)	引張破断強度 (N/cm^2)	弾塑性係数 (kN/cm^2)
SD295A D6	31.67	357	520	173
SD295A D10	71.33	386	532	188

表-3 RCはり形状および支持条件

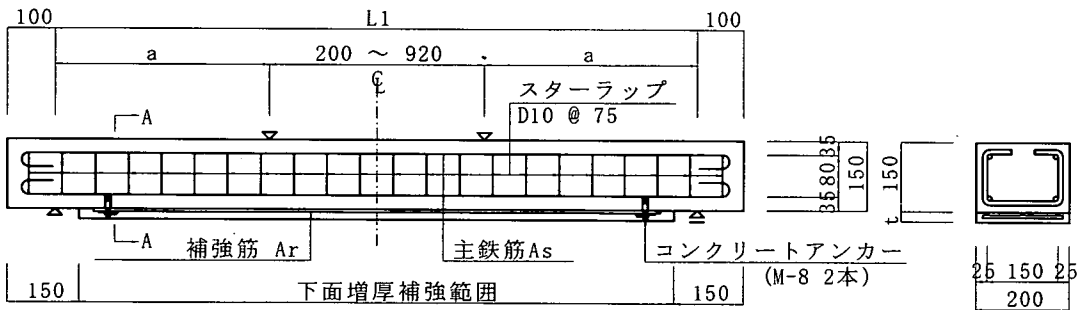
せん断スパン比	a/d	3.5	4	6	8
はり支間長 (mm)	L1	1000	1380	2070	2760
支点と載荷点間隔	a	400	460	690	920
主鉄筋断面積 (mm^2)	A_s	D10-2本 $A_s = 142.66$			
有効高さ (mm)	d	115			

表-4 PCM増厚工法で補強したはりの組合せ

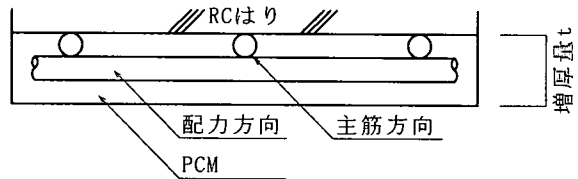
	補強筋 $A_r(\text{mm}^2)$	補強筋比 A_r/A_s	鉄筋比 ρ	増厚量 t (mm)	せん断スパン比			
					3.5	4	6	8
無補強	—	—	0.0062	—	N3.5	N4	N6	N8
増厚補強	D6-2 63.34	0.44	0.0081	22	R3.5-D6-2	—	—	—
	D6-3 95.01	0.67	0.0101	22	R3.5-D6-3	R4-D6-3	R6-D6-3	R8-D6-3
	D6-4 126.68	0.89	0.0091	22	R3.5-D6-4	—	—	—
	D10-2 142.66	1.00	0.0108	30	R3.5-D10-2	R4-D10-2	R6-D10-2	R8-D10-2
	D10-3 213.99	1.50	0.0129	30	R3.5-D10-3	R4-D10-3	R6-D10-3	R8-D10-3

※N無補強、R補強

供試体名: せん断スパン比-補強筋種-補強筋本数



a) 下面増厚補強はり形状図



b) A-A断面詳細図

図-1 PCM増厚工法により補強したRCはりの供試体概要図 (単位: mm)

度が最も緩く、これらの工法と比較し付着強度が低くなり、小規模な工事では使用も考えられるディスクサンダーを使用した。補強筋はSD295A D6-2~D10-3 ($A_r=63.34\text{mm}^2 \sim 213.99\text{mm}^2$) を、コンクリートアンカーを用いてRCはり下面に固定した。コンクリートアンカー (M8) は増厚端部に2本配置し鉄筋を固定した。PCM増厚工法により補強したRCはりの供試体組合せを表-4に示す。主鉄筋断面積に対する補強筋断面積比を補強筋比 A_r/A_s と定義する。補強筋比 A_r/A_s は0.44~1.50で、補強筋比の変化による破壊形態と剥離現象の違いに着目した。補強筋を配置した後の補強はり全断面に対する主鉄筋と補強筋全断面の鉄筋比を表-4に付記する。補強鉄筋を配置した後、供試体を逆さまにし、PCMを所定厚まで流し込み増厚一体化した。

(3) 荷重載荷方法

RCはりは、2点支持2点載荷で静的載荷試験を行った(支持条件表-3, 図-1)。計測項目は主鉄筋、補強鉄筋とスターラップのひずみ、供試体中央部と支点上の変位量を測定した。

3. 実験結果および考察

(1) 最大耐荷力と破壊形態

表-5に補強はりの最大耐荷力実験結果と2供試体の平均値を示している。2体の実験を行った供試体の実験結果のばらつきは少なく、良好な実験精度であった。補強筋量の増加と共に最大耐荷力は増加する傾向を示しているが、せん断スパン比 $a/d=6.0$ 以下では補強筋比 $A_r/A_s=0.67$ 以上で、補強筋比の増加に比例した最大耐荷力の増加は見られない。

代表的な破壊形態を図-2に示す。主たる破壊形態は曲げ破壊、せん断破壊、剥離破壊であった。曲げ破壊では、はり中央部の等曲げモーメント区間およびその外側に多数曲げひび割れが発生し破壊した(図-2 b)。曲げ破壊の場合はRCはりとPCM増厚部の界面に剥離や浮きは発生していない状態である。せん断破壊では、はり端部に発生した曲げひび割れが、荷重載荷点方向に斜めひび割れとして成長し、せん断破壊に至った(図-2 c)。この場合も曲げ破壊と同様に、RCはりとPCM増厚部の界面に剥離や浮きは発生していない状態である。剥離破壊では、はり中央部(以下中央剥離と記す)と増厚端部(以下端部剥離と記す)に生じる2種類があった(図-2 d, e)。中央剥離は補強はり中央部に発生した増厚部を貫通するひび割れから、はり端部方向に増厚部とはりの付着界面に生じる剥離現象であった。中央剥離が生じたとき増厚端部に剥離は生じていない。破壊形態は中央剥離した後、曲

表-5 最大耐荷力実験結果

	補強鉄筋 面積(mm ²) A _r /A _s	増厚量 (mm)	せん断スパン比 a/d			
			3.5	4	6	8
無補強	—	—	38.20 (38.20)	34.57 (34.57)	19.27 (19.27)	13.09 (13.90)
増 厚 補 強	D6-2本 63.34 0.44	22	61.50 (61.50)	—	—	—
	D6-3本 95.01 0.67	22	74.00 (74.00)	66.05 (65.10)	39.42 (38.69)	27.51 (27.36)
	D6-4本 126.68 0.89	30	67.80 (67.80)	—	—	—
	D10-2本 142.66 1.00	30	58.80 (58.80)	54.43 (49.21)	42.81 (41.12)	32.51 (31.92)
	D10-3本 213.99 1.50	30	—	65.31 (66.49)	41.34 (46.77)	38.69 (39.13)
				67.67 (66.49)	46.77 (44.06)	39.57 (39.13)

※ 最大耐荷力kN。()は平均値

※ せん断スパン比 $a/d=4.0$ 以上のはりは、水準2供試体実施した。

表-6 破壊形態とはり形状の関係

	補強筋 A _r (mm ²)	補強筋比 A _r /A _s	増厚量 (mm)	せん断スパン比			
				3.5	4	6	8
無補強	—	—	—	○	○○	○○	○○
増 厚 補 強	D6-2 63.34	0.44	22	○	—	—	—
	D6-3 95.01	0.67	22	△	○○	○○	○○
	D6-4 126.68	0.89	22	◇	—	—	—
	D10-2 142.66	1.00	30	◇	▲▲	▲▲	○▲
	D10-3 213.99	1.50	30	—	◇△	▲▲	○▲

○鉄筋降伏後曲げ破壊

▲鉄筋降伏後曲げ破壊中央剥離発生

△鉄筋降伏後曲げ破壊端部剥離発生

◇せん断破壊

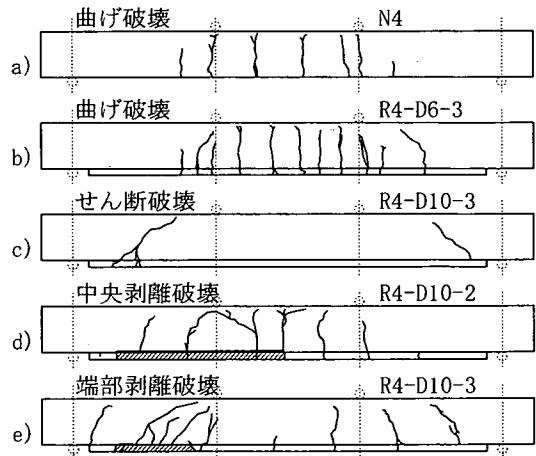


図-2 PCM増厚工法で増厚したRCはりの破壊形態

げ破壊した。端部剥離は斜め方向のせん断ひび割れ発生後に、この斜めひび割れが開口し、下部より支点方向に増厚部とはりの付着界面に一瞬にして生じる剥離であった。破壊はせん断破壊している。

表-6に補強はりの破壊形態とはり形状の関係を示す。

せん断スパン比 $a/d=3.5$ の場合補強筋比 0.44 で曲げ破壊した。その後補強筋の増加に伴い補強筋比 0.67 で端部剥離破壊、補強筋比 0.89 以上でせん断破壊であった。せん断スパン比 $a/d=4.0$ の場合補強筋比 0.67 で曲げ破壊し、補強筋比 1.0 で中央剥離破壊、補強筋比 1.50 で端部剥離が発生しせん断破壊した。せん断スパン比 $a/d=6.0$ の場合 4.0 と同様に補強筋比 0.67 で曲げ破壊、補強筋比 1.0 で中央剥離破壊であった。補強筋比 1.50 では中央剥離破壊と端部剥離が発生した。せん断スパン比 $a/d=8.0$ においては補強筋比 0.67 以下で、曲げ破壊で、補強筋比 1.00 、 1.50 で曲げ破壊と中央剥離が生じた。以上より補強筋比が低く最大耐荷力が低い場合、曲げ破壊であり、最大耐荷力の上昇により中央剥離、端部剥離破壊が生じた。また、最大耐荷力が 55kN を越えるとせん断破壊が生じている。例えば中央剥離が生じたはりの最大耐荷力が $a/d=4$ のとき平均値で 49.21kN 、 $a/d=4, 6$ のとき 41.12kN 、 31.92kN のように、この破壊形態の移行はせん断スパン比 a/d が大きくなるに従い、低い最大耐荷力で破壊形態の移行が生じている。

また、本検討の範囲では補強筋量とせん断スパン比により破壊形態に変化が生じているが、増厚量の違いによる大きな破壊形態の変化は見られなかった。

(2) 曲げ破壊

最大耐荷力と主鉄筋に対する補強筋比 A_r/A_s との関係を示したのが図-3である。せん断スパン比 $a/d=6.0, 8.0$ 供試体は、補強筋比(補強筋量)の増加とともに最大耐荷力が増加している。同様にせん断スパン比 $a/d=3.5, 4.0$ 供試体は、補強筋比 0.67 程度まで補強筋比の増加とともに最大耐荷力が増加する傾向があるものの、補強筋比 0.67 以上では補強筋比の増加に比例した最大耐荷力の増加はない。図-3には各 a/d 供試体毎に主鉄筋降伏荷重計算値を直線で示した。計算は引張側コンクリートを無視し、圧縮側コンクリートと主鉄筋・補強筋が弾性体であるものとして算定する弾性理論を用いて行った。せん断スパン比 $a/d=8.0$ 供試体の最大耐荷力は補強筋比 1.0 未満の範囲で主鉄筋降伏荷重計算値とほぼ一致しているが、補強筋比 1.0 以上の範囲では主鉄筋降伏以前に破壊している。せん断スパン比 $a/d=6.0$ 供試体も同様に補強筋比 1.0 未満で最大耐荷力は主鉄筋降伏荷重とほぼ一致している。これらの最大耐荷力が主鉄筋降伏荷重計算値とほぼ一致した供試体は曲げ破壊形態であった(表-6)。曲げ破壊した例として $a/d=4.0\sim 8.0$ D6-3供試体の荷重と中央変位との関係を図-4に示す。図中からも分かるよう荷重変位曲線からは P_{cr} : 曲げひび割れ発生、 P_{ry} : 補強筋降伏、 P_{sy} : 主鉄筋降伏の、荷重増加に伴う補強はりの曲げ剛性変化点が明瞭に表れている。この挙動は補強はりが主鉄筋の降伏に至るまで既設はりと増厚部が一

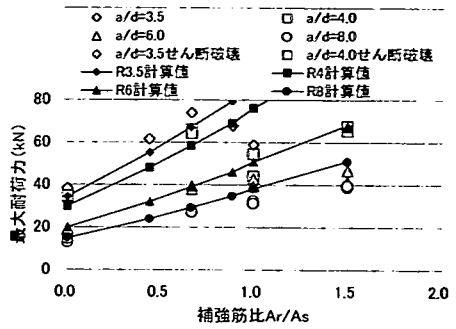


図-3 最大耐荷力と補強鉄筋比の関係

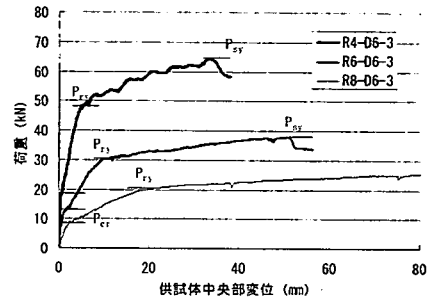


図-4 荷重と供試体中央変位の関係(曲げ破壊)

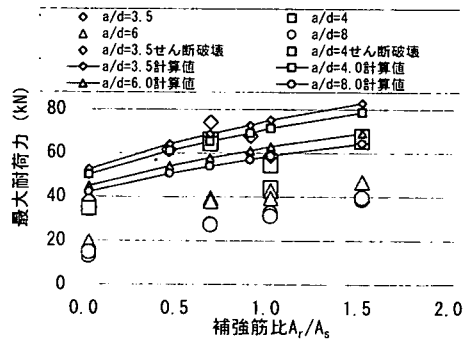


図-5 最大耐荷力と補強鉄筋比の関係(せん断破壊)

体化し合成機能を発揮していたことの現れであると言え、破壊に至るまで靱性的な挙動を示している。

(3) せん断破壊

図-5 は最大耐荷力と補強筋比の関係に棒部材のせん断耐力¹¹⁾を算定した結果を示している。補強はりのせん断耐力は、増厚後のせん断耐力増加分 V_{n0} も補強筋の有効高さを計算に考慮することにより、算定を行っている(式(1))。せん断破壊した供試体はせん断スパン比 $a/d=3.5, 4.0$ 、補強筋比 $A_r/A_s=0.89$ 以上であり、せん断破壊荷重は棒部材のせん断耐力計算値 V_c+V_n をそれぞれ下回り破壊している。補強することにより曲げ耐荷力が向上し破壊形態がせん断破壊に移行したものと見える。

$$V_c + V_m = 0.20\sqrt[3]{f'_c} \cdot \sqrt[4]{1/d} \cdot \sqrt[3]{100P_v} \cdot \{0.75 + 1.4/(a/d)\} b_w \cdot d \quad (1)$$

V_c : はりせん断耐荷力 (kN) V_m : 補強部せん断耐荷力 (kN) f'_c : コンクリート圧縮強度 (N/mm²)
 d : 有効高さ (補強筋考慮(m)) b_w : はり幅 (mm)
 P_v : 鉄筋比 (補強筋含む)

せん断破壊した例として供試体 R4-D10-3 の荷重と中央変位との関係を図-6 に示す。せん断破壊した場合は補強はりに曲げひび割れ P_{cr} 発生後、荷重の増加と共にたわみ量は増加するが、補強鉄筋が降伏した後に、耐荷力が急激に低下し破壊に至っている。破壊形態は急激に耐荷力が低下する脆性的破壊であった。

(4) 中央剥離破壊

中央剥離破壊した例として供試体 R4-D10-2, R6-D10-2, R8-D10-2, R8-D10-3 の荷重と中央変位との関係を図-7 に示す。補強はりは曲げひび割れ P_{cr} 発生後、補強筋が降伏 P_{fy} し変位が増加している。R4-D10-2 供試体は補強筋の降伏直後に中央剥離が生じた。この中央剥離現象によって耐荷力が低減し供試体中央変位が増加した。中央剥離による剛性低下によって生じた耐荷力の減少は、せん断破壊ほどではない。せん断スパン比 $a/d=6$ 以上の R6, R8 供試体は P_{fy} 以降耐荷力と変位の増加が認められることから分かるように、補強筋が降伏し、たわみ量が増加した後中央剥離を生じた。これらのはりは中央剥離した後の耐荷力の急激な低減は見られなかった。この剥離現象は、はり中央部に発生した曲げひび割れからひび割れ間をつなぐように、増厚界面に生じている。この曲げひび割れ間隔は 130mm~150mm であった。この剥離現象は面内付着剥離と考えられる。

写真-1 に中央剥離破壊例を示す。曲げひび割れは、増厚部から付着界面を貫通し RC はりに進展するように発生した。曲げひび割れ発生後、写真に示されるように剥離は曲げひび割れ間をつなぐように、はりと増厚部界面に生じている。また、中央剥離は、はり中央部荷重点直下の曲げひび割れから支点方向に生じ、荷重の増加と共に徐々に支点方向に進行した。この中央剥離破壊は補強筋比 $A_r/A_s=1.0$ 以上の補強筋 $A_r=142.66\text{mm}^2$ 以上の場合に生じ、補強筋比 $A_r/A_s=1.0$ 未満の $A_r=95.01\text{mm}^2$ 以下の補強筋はりでは生じていない。このことから中央剥離と補強筋量には相関関係があるものと考えられ次章で後述する。

(5) 端部剥離破壊

端部剥離破壊した例として供試体 R4-D10-3, R6-D10-3

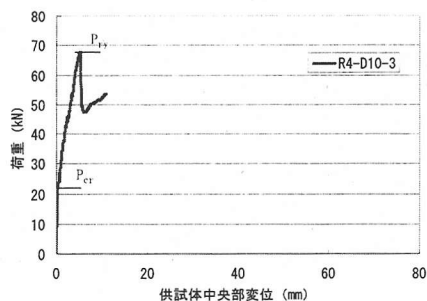


図-6 載荷荷重と供試体中央変位の関係 (せん断破壊)

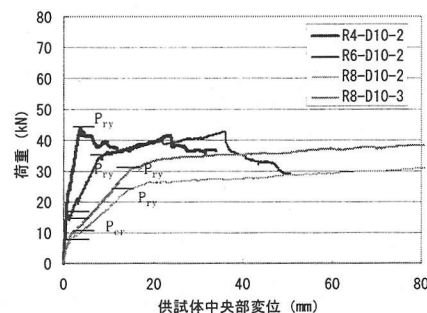


図-7 載荷荷重と供試体中央変位の関係 (中央剥離)

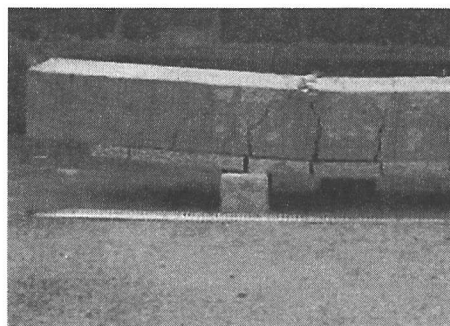


写真-1 中央剥離破壊例 (R4-D10-2)

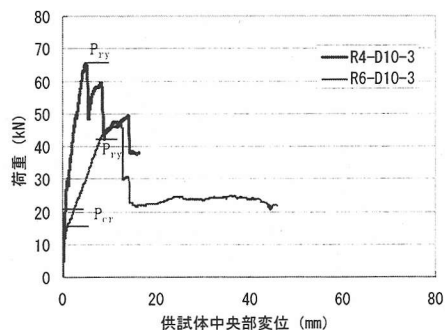


図-8 載荷荷重と供試体中央変位の関係 (端部剥離)

の荷重と中央変位との関係を図-8 に示す。破壊形態は、はりの支点付近に発生した曲げひび割れが、載荷荷重の

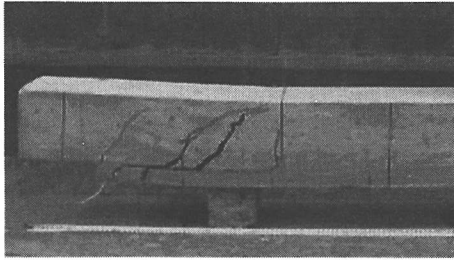


写真-2 端部剥離破壊例 (R4-D10-3)

増加とともに斜めひび割れとなり、この斜めひび割れが成長した後ひび割れが開口し、斜めひび割れ下端から支点方向に増厚端部が剥離しせん断破壊した。図からも分かるように補強鉄筋の降伏直後、端部剥離により、はり剛性が急激に低下し載荷荷重が急激に減少している。剛性低下による荷重変位曲線としては、せん断破壊の形態と同様である。

写真-2 に端部剥離破壊例を示す。写真に示されるように、はり端部に発生した斜めひび割れ下端より支点方向にはりと増厚部界面に剥離が発生している。斜めひび割れより中央付近では剥離は生じていない。端部剥離が生じたはりは $a/d=3.5\sim 6.0$ 、補強筋比 $A_s/A_g=1.5$ 補強筋量 213.99mm^2 以上の供試体で生じた。このことから端部破壊の発生とせん断スパン比および補強筋量の関係にあるものと考えられ5章で述べる。

4. 中央剥離破壊に関する考察

(1) 中央剥離破壊のメカニズム

はり中央部で発生した剥離は前項でも述べたように、はり中央に発生した曲げひび割れより増厚界面に支点方向に向かって発生した。発生した供試体は R4-D10-2, R6-D10-2, R6-D10-3, R8-D10-2, R8-D10-3 で、いずれも D10-2 $A_s=142.66\text{mm}^2$ 以上の補強鉄筋で生じた。各せん断スパン比の補強はりの荷重とはり中央部の補強筋ひずみの関係を図9~11に示す。図中には中央剥離が生じた位置を丸印で示している。R4-D10-2 は補強筋降伏後に中央剥離破壊が生じ、耐荷力が大きく低下した。一方R6シリーズ R8 シリーズのせん断スパン比が大きい供試体は中央剥離破壊が生じた後の耐荷力の低下はなくなっている。中央剥離は、供試体はり中央部の補強筋ひずみ量が全て降伏ひずみ量を越えた後に生じた。

図-12 に、はり中央部の曲げひび割れを中心とした増厚部分のひずみ分布概念図を示している。曲げひび割れ間でRCはり下面とPCMの付着応力度 τ_m により、RCはりに作用している引張力がPCM増厚部に伝達されるものと考えられる。このときPCMのひずみは $\epsilon_{m(x)}$ となる。PCM

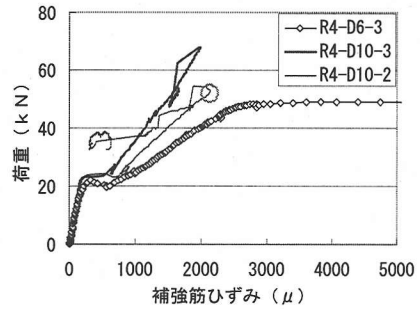


図-9 荷重と補強筋ひずみ関係 (R4)

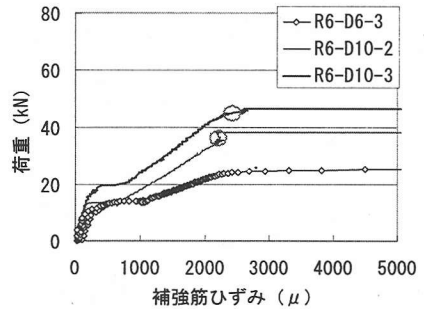


図-10 荷重と補強筋ひずみ関係 (R6)

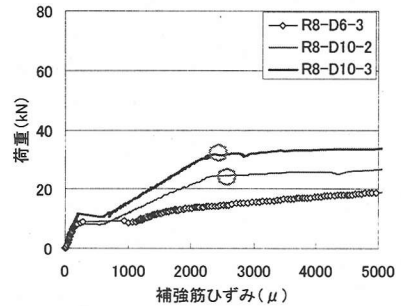


図-11 荷重と補強筋ひずみ関係 (R8)

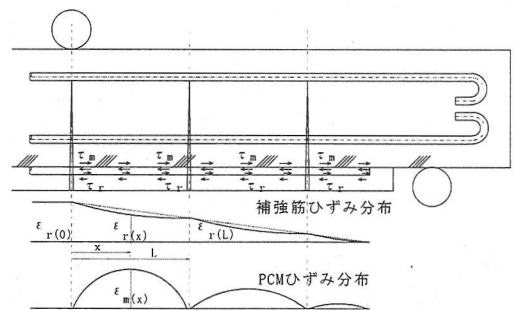


図-12 中央剥離時の補強部ひずみ分布概念図

に伝達された引張力はPCMと補強筋の付着応力度 τ_r により、補強筋に伝達され、補強筋のひずみは $\epsilon_{r(x)}$ となる。この結果補強筋は、はり主鉄筋の応力負担をしているも

のと考えられる。この応力が伝達される付着力の有効長は曲げひび割れ間で、本実験の範囲では最小長さは $l_e=130\sim 150\text{mm}$ 程度であった。この実験結果による付着長は著者らの行った一面せん断試験結果の有効付着長と一致する¹²⁾。

図-13に供試体R8-D10-3の場合の各載荷荷重における補強筋ひずみ分布を示す。補強筋ひずみ分布は曲げモーメントが最大となる等曲げモーメント区間で最大となり、載荷荷重の増加とともに増している。載荷荷重が30kNを越え33kNに達するとはり中央部の補強筋ひずみは降伏値に達した。この段階で供試体中央近傍から距離500mm付近に向かい中央剥離が生じた。

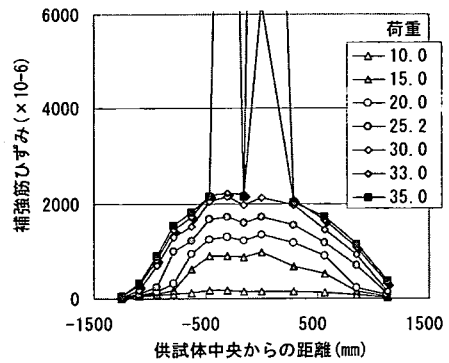


図-13 補強筋ひずみ分布 (R8-D10-3)

(2) 平均付着強度算定

前項で述べたようにRCはりに作用している断面力は、RCはり下面とPCMの付着応力度 τ_m により、はり下面からPCMに伝達される。曲げひび割れ開口部から界面に作用している付着応力度 τ_m をもとにPCMに作用している力を求める。図-14にはり中央部の応力伝達機構を示す。PCMに作用している力は曲げひび割れ間で生じ、ひび割れ位置よりはり下面とPCM増厚界面に作用している付着応力度 τ_m とPCMから補強筋に作用している付着応力度 τ_r で伝達されている。ひび割れ位置を $x=0$ としてPCMに作用している力は以下の式(2)で表すことができる。

$$b \int_0^x \tau_m(x) dx - n \cdot \mu \int_0^x \tau_r(x) dx = b \cdot t \cdot E_m \varepsilon_m(x) \quad (2)$$

一方、補強筋応力度は図-15に示すようにひび割れ位置よりはり軸方向にPCMと補強筋間に作用している付着応力度 τ_r で伝達されている。ひび割れ位置を $x=0$ として補強筋に作用している力は以下の式(3)で表すことができる。

$$n \cdot A_r \cdot E_r \cdot \varepsilon_r(x) = n \cdot A_r \cdot E_r \cdot \varepsilon_r(0) - n \cdot \mu \int_0^x \tau_r(x) dx \quad (3)$$

b : はり幅 $\tau_m(x)$: PCM界面付着応力 n : 補強筋本数
 μ : 補強筋周長 $\mu = \pi \cdot D$ D : 補強筋直径
 E_m : PCM静弾性係数 E_r : 補強筋弾性係数
 A_r : 補強筋断面積 $\varepsilon_m(x)$: 位置 x のPCMひずみ量
 $\varepsilon_r(x)$: 位置 x の補強筋ひずみ量 t : 増厚量

式(2)(3)より

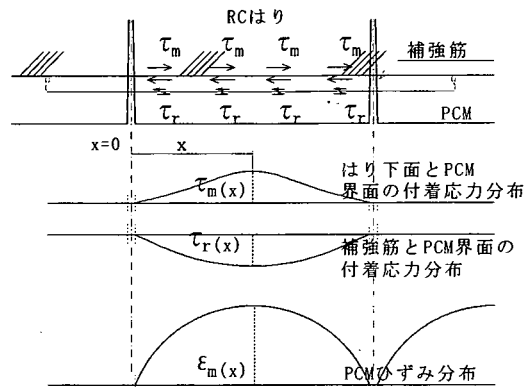


図-14 応力伝達機構 (PCM)

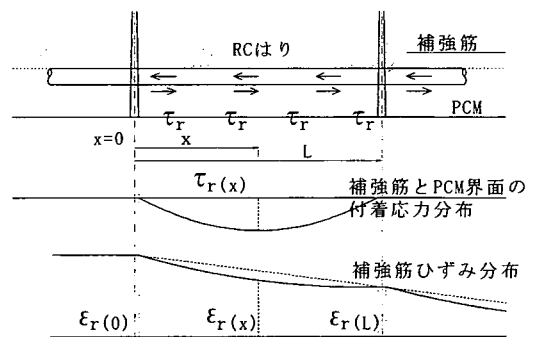


図-15 応力伝達機構 (補強筋)

$$b \int_0^x \tau_m(x) dx = b \cdot t \cdot E_m \varepsilon_m(x) + n \cdot A_r \cdot E_r (\varepsilon_r(0) - \varepsilon_r(x)) \quad (4)$$

増厚界面付着応力度によりPCMに伝達される付着長は、曲げひび割れ間で、 $x=0, L$ のとき $\varepsilon_m(x)=0$ である。このことから曲げひび割れ間で伝達される付着応力度は式(5)で表すことができる。

表-7 実験値から求めた中央剥離破壊の平均付着強度

供試体No.	中央剥離発生荷重 (kN)	実験値		平均付着強度 (N/mm ²)
		補強筋 ひずみ量 $\epsilon_{r(0)}$ (μ)	$\epsilon_{r(L)}$ (μ)	
R4-D10-2	54.0	2167	843	1.09
R6-D10-2	38.0	23226	2089	2.83
R8-D10-2	27.4	7593	1922	2.02
R6-D10-3	44.9	3315	2124	1.12
R8-D10-3	29.4	6259	2200	2.44

計測された $\epsilon_{r(0)}$ は降伏値以上のものもある。降伏以降ひずみ量は急増することから、算定に用いたひずみ量に誤差を含む。

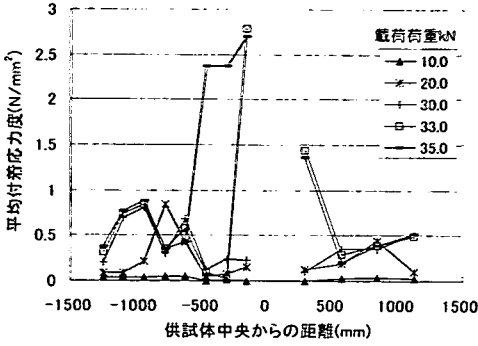


図-16 平均付着強度と供試体中央からの距離の関係 (R8-D10-3)

$$b \int_0^L \tau_m(x) dx = n \cdot A_r \cdot E_r (\epsilon_{r(0)} - \epsilon_{r(L)}) \quad (5)$$

ここで、はりと PCM 増厚界面の付着応力度の式を簡便のために付着長 l で除し、平均付着応力度を求める式は(6)で表すことができる。

$$\bar{\tau}_m = \frac{n \cdot A_r \cdot E_r}{b \cdot L} (\epsilon_{r(0)} - \epsilon_{r(L)}) \quad (6)$$

式(6)を用いて、はりと PCM 増厚界面に生じる面内方向のせん断付着応力度を算定した。図-16に図-13に示す補強筋ひずみ分布から求めた R8-D10-3 供試体のせん断付着応力度分布を示す。中央剥離が生じた際、補強筋ひずみ量は降伏ひずみ量を超えていることから、補強筋応力度とひずみ量との関係は図-17に示す Tri-linear モデルを用いて剥離荷重を算定した。この付着応力度は曲げひび割れ間に発生している平均付着応力度となる。図-13, 16に示されるように高荷重であっても補強筋のひずみ差が小さければ平均付着応力度は小さく作用しており、補強筋の降伏直前まで界面に作用する平均付着応力度は 1.0 N/mm^2 以下である。一方荷重がさらに増加し、補強筋が降伏すると界面に作用する平均付着応力度は急激に増加し剥離が生じた。表-7に中央剥離した各供試体のひずみ量と計算結果を示す。表に示されるように、計算値は 1.0 N/mm^2 以上の値となり、著者らの報告¹²⁾とほぼ同様の結果となった。計算に用いた付着長 l は曲げひび割れ間であるが、曲げひび割れ間が長い場合は有効付着長として最大値 $l_0 = 150 \text{ mm}$ として算定を行った。この有効付着長の最大値は中央剥離が曲げひび割れ間に発生し、この曲げひび割れ間隔が約 150 mm 程度であったことから 150 mm とした。

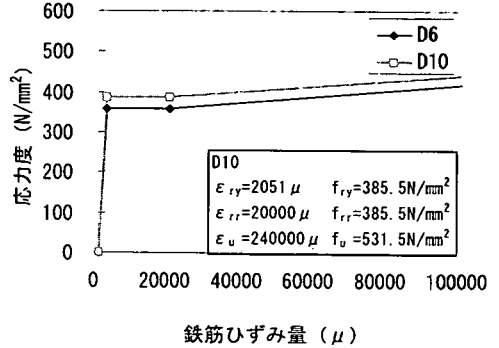


図-17 補強筋応力度とひずみ関係

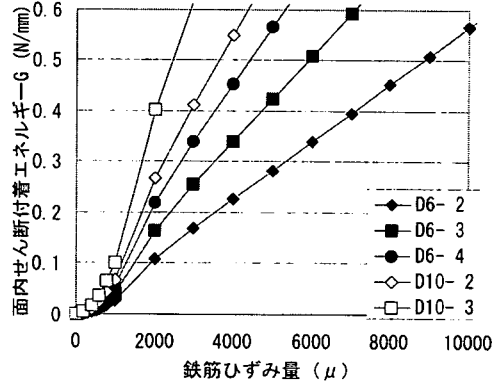


図-18 剥離エネルギーと補強筋ひずみの関係

(3) 中央剥離発生荷重の算定

PCM を用いて増厚した場合、面内に作用する面内せん断付着エネルギー G は剥離時にほぼ一定のエネルギー量で破壊する¹²⁾。本実験で発生した中央剥離破壊は面内に作用する一面せん断剥離であることから、面内せん断剥離エネルギー G_r を算定し、中央剥離と面内せん断剥離エネルギー G_r の関係を検討する。面内せん断剥離エネルギー G_r の算定式を式(7)に示す¹²⁾。補強筋が降伏後に剥離が生じる場合もあることから、補強筋の応力ひずみ関係は図-17に示す Tri Linear Model とした。

$$G_f = \frac{P^2}{2 \cdot E_r \cdot b \cdot n \cdot A_r} \quad (7)$$

ここで、

G_f : 面内せん断剥離エネルギー

P : 中央剥離発生時の補強筋引張力

ここで補強筋に作用する引張力を式(7)に代入すると面内せん断付着エネルギー G となる。面内せん断付着エネルギー G と補強筋ひずみの関係を図-18に示す。図中から分かるように、補強筋ひずみ量が降伏ひずみ以前では面内せん断付着エネルギー G は小さく、降伏ひずみを超えると面内せん断付着エネルギー G は急激に増加する。また、同一ひずみ量では補強筋断面積が大きいほど面内せん断付着エネルギー G も大きいことが分かる。著者らの研究では、本研究で用いたPCMで増厚した場合、接着面内に作用する引張力による界面の面内せん断剥離エネルギー G_f は0.3~0.4N/mm程度であった¹²⁾。

本実験補強はりの中央剥離を面内せん断剥離エネルギー G_f 式(7)で求めた結果を表-8に示す。算定に用いた補強筋ひずみ量は表-7のひずみ量の大きい値を採用した。面内せん断剥離エネルギー G_f は約0.276N/mm~2.98N/mmであった。中央剥離は補強筋が降伏後に剥離していることから、算定に用いた補強筋ひずみ量はすべて降伏後のひずみ量となった。そのため、計測されたひずみ量が急激に増加するため、算定に用いたひずみ量に誤差があると思われる。このことから、面内せん断剥離エネルギー G_f に大きな差が生じたものと考えられる。剥離が生じたのは補強筋が降伏した後で、破壊エネルギーは表-8のように0.3N/mm以上と考えると安全側になるものと判断できる。以上より、鋼板接着工法¹³⁾や連続繊維シート接着工法¹⁴⁾と同様にPCM増厚工法のほり中央部に生じる剥離現象は面内せん断剥離エネルギー G_f により、定量的に把握することが可能であるものといえる。

表-8 実験値から求めた中央剥離供試体の剥離エネルギー

供試体No.	実験値			計算値	
	中央剥離発生荷重(kN)	補強筋ひずみ量(ε)	破壊エネルギー(N/mm)	補強筋ひずみ量(ε)	破壊エネルギー(N/mm)
R4-D10-2	54.0	2167	0.28	2182	0.30
R6-D10-2	38.0	23226	2.98	2182	0.30
R8-D10-2	27.4	7593	0.97	2182	0.30
R6-D10-3	44.9	3315	0.63	1724	0.30
R8-D10-3	29.4	6259	1.20	1724	0.30

計測された補強筋ひずみ量εは降伏値以上のものもある。降伏以降ひずみ量は急増することから、算定に用いたひずみ量に誤差を含む。

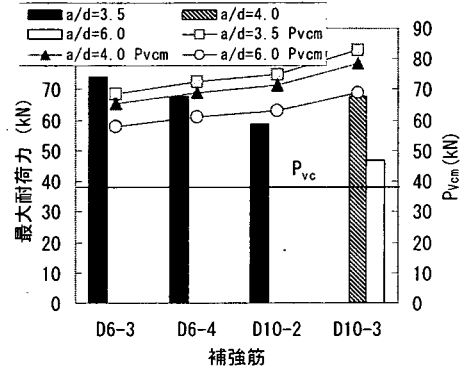


図-19 最大耐荷力と V_{vc} の関係

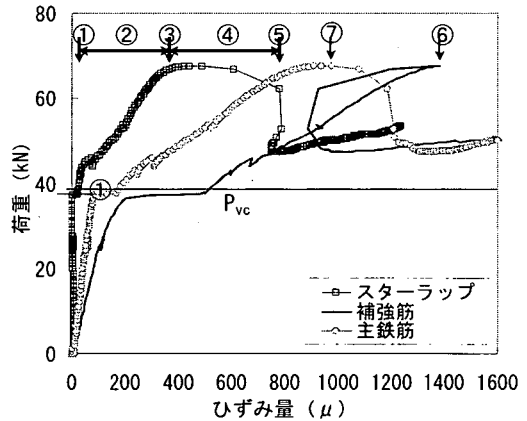


図-20 載荷荷重とスターラップ・補強筋ひずみ関係(R4-D10-3)

5. 端部剥離破壊に関する考察

(1) 端部剥離破壊のメカニズム

図-19に各補強はりの最大耐荷力とせん断耐荷力計算値(式(1))との比較を示す。図中には無補強供試体のせん断耐荷力 P_{vc} と補強後のせん断耐荷力 $P_{vc} = P_{vc} + P_{vc}$ も付記している。図中に示されるように端部破壊した供試体R4-D10-3, R6-D10-3は最大耐荷力がせん断耐荷力計算値 P_{vc} を越え端部剥離が生じ破壊した。また、破壊状況は前述した図-2, 写真-2のように端部剥離はり中央側にはせん断による斜めひび割れが発生し、剥離時には斜めひび割れが大きく開口している。このことからPCM増厚によ

り耐荷力が向上し、せん断耐荷力 P_{vc} を越えた後、既設はり部分がせん断破壊し、端部剥離破壊したものと考えられる。

端部剥離破壊したR4-D10-3供試体の斜めひび割れ開口部スターラップと端部剥離部の補強筋ひずみ量と載荷荷重の関係を図-20に示す。無補強はりのせん断耐荷力 P_{vc} 約40kNで斜めひび割れが発生し(①位置)、荷重の増加と共に斜めひび割れが進展しスターラップのひずみが増加している(②位置)。斜めひび割れがはり上部に達し、圧縮域コンクリートのせん断抵抗 V_{cc} 、ひび割れ面での摩擦 V_r やダウエル作用 V_d により保たれていたコンクリート

のせん断力負担 V_c が斜めひび割れの開口と共に減少に転じた(③位置)。コンクリートのせん断力負担 V_c が減少し、斜めひび割れの開口と共に端部剥離が発生し、スターラップひずみは急激に増加した(④位置)。完全に端部が剥離し、荷重が低下している(⑤位置)。補強筋ひずみ量は斜めひび割れの進展と共に増加し、斜めひび割れが開口し端部剥離が発生するとひずみ量が急激に減少した(⑥位置)。補強筋の最大ひずみ量は1400 μ 程度で降伏ひずみには達していない。

端部剥離破壊した R4-D10-3 供試体の載荷荷重とスターラップ(斜めひび割れ位置2本分のスターラップ断面積と計測されたひずみを乗じた値)の荷重負担量 V_s との関係を図-21 に示す。斜めひび割れが生じたときのせん断力の作用状況を図-22 に示す。斜めひび割れがはり上部に達し、コンクリートのせん断力負担が減少に転じ始める図-21③位置ではスターラップ荷重負担量 V_s は10kN程度であるが、斜めひび割れの開口により④位置でスターラップ荷重負担量 V_s は約20kNまで増加し、既設りのコンクリートが負担するせん断力 V_c に達している。③位置で圧縮域コンクリートのせん断力負担分 V_{cz} がひび割れ開口により負担できなくなり、ひび割れ面での摩擦によるせん断耐力 V_g も消失したものと考えられる。この段階で主鉄筋のひずみ量は約1000 μ に達している(図-20⑦位置)。鈴木らの研究では引張力の作用する軸方向鉄筋のダウエル力は、軸方向鉄筋のひずみ量が1000 μ 以上の場合、鉄筋回りのコンクリートが内部ひび割れにより軟化し、ダウエル耐力が著しく低下することを報告している¹⁵⁾。野口の研究では斜めひび割れ発生後のダウエル力は全せん断力の5~20%程度であることを報告している¹⁶⁾。これらよりひび割れの開口により、圧縮域コンクリートのせん断力 V_{cz} とひび割れ面での摩擦によるせん断耐力 V_g が消失し、軸方向鉄筋のダウエル力 V_d は著しく低下したものと考えられる。その結果せん断力 V は F_v と V_s に荷重分配されているものと考えられる。さらに斜めせん断ひび割れより支点側の増厚部分である端部は、補強筋からのはり軸方向引張力 F_h が作用している。この端部に作用する垂直方向力 F_v とはり軸方向引張力 F_h の2方向の応力により端部剥離が生じたものと考えられる(図-22)。

(2) 垂直方向力 F_v とはり軸方向引張力 F_h の関係

前節で述べたように端部剥離は端部の増厚界面に作用する垂直方向力 F_v とはり軸方向引張力 F_h の2方向の応力により端部剥離が生じたものと考えられる。ここで、はりに作用しているせん断力 V からスターラップの負担力 V_s を差し引いた値は図-22 に示されるように垂直方向力 F_v 、圧縮域コンクリートのせん断抵抗 V_{cz} 、ひび割れ面での摩擦によるせん断耐力 V_g 、軸方向鉄筋のダウエル力 V_d

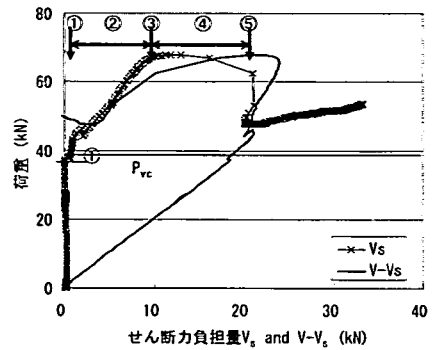


図-21 載荷荷重とスターラップ荷重負担量の関係

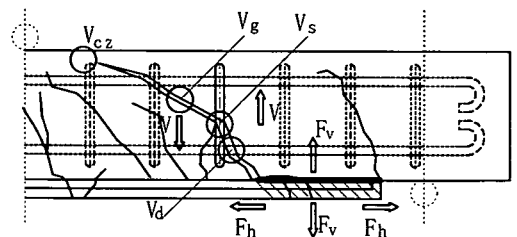


図-22 端部剥離のメカニズム

となる(式(8))。

$$V - V_s = V_{cz} + V_g + V_d + F_v \quad (8)$$

せん断ひび割れが開口した増厚端部の剥離直前では前節で述べた鈴木ら、野口の研究から式(9)(10)とする。

$$V_{cz} = V_g = 0 \quad (9)$$

ここで、ダウエル力がある程度残存している状態では増厚界面の垂直方向力 F_v は少なく、剥離は生じないものと考えられる。そのためせん断ひび割れ開口後の端部剥離が生じる状況では、ダウエル力の残存は無視できるほど低下するものと考えられることから式(10)とした。

$$V_d = 0 \quad (10)$$

はりと増厚端部界面に作用する増厚界面垂直方向の応力度 τ_{vm} は、式(11)となる。

$$\tau_{vm} = \frac{F_v}{b \cdot L_c} \quad (11)$$

垂直方向力 V_v のはり軸方向長は、はり軸方向引張力 F_h の作用している有効着長 l_e とした。

一方、はり軸方向引張力により増厚端部界面に作用する面内せん断応力度 τ_{vm} は、斜めせん断ひび割れ下端位置に作用する補強筋ひずみ量から式(11)により算定できる。

$$\tau_{hm} = \frac{n \cdot A_r \cdot E_r \cdot \epsilon_r}{b \cdot L_e} \quad (12)$$

図-23 に端部剥離した供試体 R4-D10-3 の増厚端部 $\tau_{vm} \cdot \tau_{hm}$ 関係の実測値を示す。実測値 τ_{vm} は式(8)～(11)を用いて求めた。そのため、斜めひび割れが開くまでは圧縮域コンクリートのせん断抵抗 V_{vc} 、ひび割れ面での摩擦によるせん断抵抗 V_{vc} 、軸方向鉄筋のダウエル力 V_d が値に含まれている。図中に示されるように斜めひび割れ発生後、面内せん断応力度 τ_{vm} は垂直方向応力度 τ_{vc} と比較して急激に増加し剥離点(図中○印)に達している。図中には増厚界面の垂直強度 τ_{vc} と面内せん断付着強度 τ_{hc} を結ぶ直線を示した。実験値は直線の外側で剥離した。

$$\left(\frac{\tau_{vm}}{\tau_{vc}} \right) + \left(\frac{\tau_{hm}}{\tau_{hc}} \right) = 1 \quad (13)$$

$$\left(\frac{\tau_{vm}}{\tau_{vc}} \right)^2 + \left(\frac{\tau_{hm}}{\tau_{hc}} \right)^2 = 1 \quad (14)$$

図-24 に垂直方向応力度・強度比と面内せん断応力度・強度比の関係 $(\tau_{vm}/\tau_{vc}) \cdot (\tau_{hm}/\tau_{hc})$ を示す。図中には式(13)と式(14)を付記している。図中に示されるように R4-D10-3 供試体の端部剥離実験値は式(14)の近傍で破壊した。このことから増厚端部の増厚界面に作用する垂直荷重と面内せん断付着荷重による剥離現象は式(14)に示される2方向の作用応力の強度比による楕円の方程式により表すことができるものといえる。この実験結果は、恒岡らが同種下面増厚はりのFEM解析により把握した剥離性状と合致する⁹⁾。

(3) 端部剥離荷重の定量的把握

図-21 には載荷荷重と V_s の関係に加え増厚端部に作用する $V-V_s$ (式(8)左項) の関係も追記している。せん断ひび割れが発生した載荷荷重 40kN 時での V_s のせん断力負担量は少なく、 $V-V_s$ が 20kN 程度とほぼ全せん断力を負担している。その後、載荷荷重が増加すると、はりに作用するせん断力の増加分は V_s と $V-V_s$ で分担している。斜めひび割れ発生後の V_s を式(15)で表すこととする。式

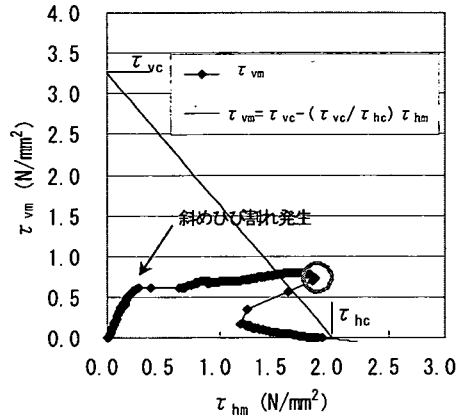


図-23 増厚部 $\tau_{vm} \cdot \tau_{hm}$ 関係(R4-D10-3)

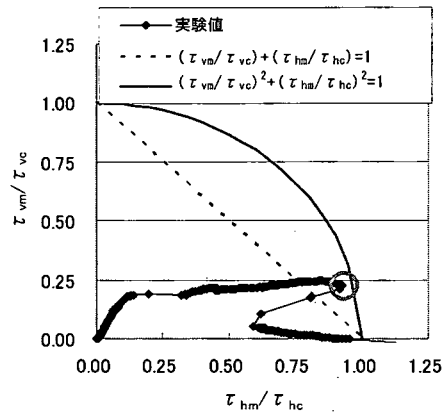


図-24 増厚端部 $(\tau_{vm}/\tau_{vc}) \cdot (\tau_{hm}/\tau_{hc})$ 関係(R4-D10-3)

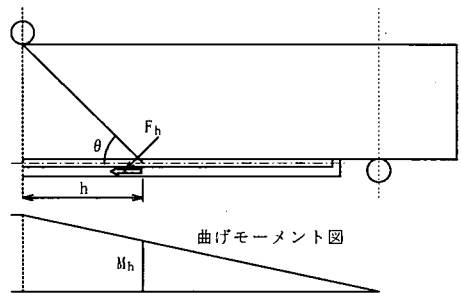


図-25 F_h 算定概念図

(15)では V_s と $V-V_s$ のせん断力負担比を k で表している。斜めひび割れ開口後の剥離直前では、式(8) (9) (10) (15)より式(16)となる。

$$V \geq V'_c \quad \text{のとき} \quad V_s = k \cdot (V - V'_c) \quad (15)$$

$$F_v = V - k \cdot (V - V_c) \quad (16)$$

k : 斜めひび割れ発生後の V_s と $V - V_c$ のせん断力負担比
 V_c : はりの斜めひび割れ発生耐力 (実測値)

一方, F_h は図-25 に示すように荷重載荷点から斜めひび割れ方向に移動した位置 (載荷点から距離 h) における補強筋に作用する引張力である. F_h を式(17)に示す.

$$F_h = n \cdot A_r \cdot n_r \cdot \frac{M}{I_e} h (d - x) \quad (17)$$

n_r : 補強筋とコンクリートの弾性係数比

$$I_e = I_g \left(\frac{M_{cr}}{M} \right)^3 + I_{cr} \left\{ 1 - \left(\frac{M_{cr}}{M} \right)^3 \right\} \leq I_g \quad (18)$$

d : 補強筋の有効高さ x : 中立軸からの距離

M_{cr} : せん断ひび割れ発生時 V_c の曲げモーメント

I_e : 断面二次モーメント I_g : 全断面有効断面二次モーメント
 I_{cr} : ひび割れ発生後断面二次モーメント

図-26 に式(15)から求めた V_s と式(17)から求めた F_h の実測値と計算値の比較を示す. 本実験値より式(15)の斜めひび割れ発生後の V_s のせん断力負担比は $k=0.8$ を用いた. V_s の計算値は剥離荷重近傍で計算値の方がやや大きくなるもののほぼ実験値と一致している. また, F_h の斜めせん断ひび割れ発生以前は計算値が大きくなったが, 斜めひび割れ発生後は計算値と実測値が近似しており F_v の把握が可能であると考えられる. V_s のせん断力負担比 k は, はり高さやスターラップ鉄筋量等のはり形状により変化するものと考えられる. そのため今後, 実験データの蓄積により V_s のせん断力負担比の関係を把握していく事により, V_s の挙動をより精度良く把握できるものと考えられる.

図-27 に式(11) (12) (16) (17)から求めた τ_{vm} と τ_{hm} の実測値と計算値の比較を示す. せん断ひび割れが発生する前の挙動は計算値と実測値にずれがあるが, せん断ひび割れ発生後はおおむね一致している. この結果より式(14)を用いて端部剥離破壊荷重の算定を行った. 計算結果を表-9 に示す. 算定では既設はりのせん断力 V_c は本実験で得られた結果を入力した. 計算結果では R3.5-D6-3 供試体で実測値がやや高い値を示し, R4-D10-3, R6-D10-3 は計算値が若干高い値を示したが, 計算値と実測値はほぼ近い値となった. このことから本手法により端部剥離荷重の算定が可能であると考えられる. 今後, データの蓄積を行うことにより, 解析精度をさらに向上させることが可能であると考えられる.

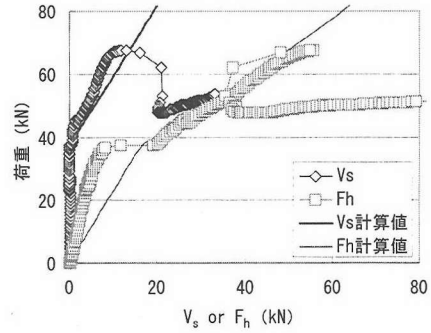


図-26 V_s or F_h 実測値と計算値の比較

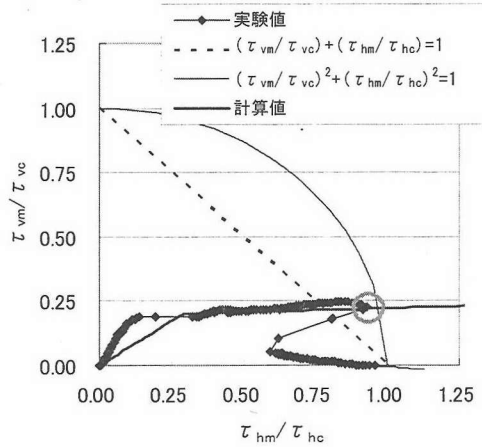


図-27 $(\tau_{vm}/\tau_{vc}) \cdot (\tau_{hm}/\tau_{hc})$ 実測値と計算値の比較

表-9 端部剥離荷重

供試体No.	実験値	計算値		
	端部剥離発生荷重 (kN)	τ_{vm} (N/mm ²)	τ_{hm} (N/mm ²)	剥離破壊荷重 (kN)
R3.5-D6-3	74.0	0.93	1.71	73.3
R4-D10-3	67.7	0.66	1.76	69.8
R6-D10-3	46.8	0.64	1.76	48.9

6. まとめ

本研究の結果以下のことがいえる.

- (1) 本研究ではPCMを用いて下面増厚補強したRCはりのせん断スパン比と補強筋の断面積を変化させ, 静的載荷実験を行った. その結果, 曲げ破壊, せん断破壊, 中央剥離, 端部剥離の4種破壊形態となることが分かった. これらの曲げ破壊, せん断破壊, 中央剥離, 端部剥離の各破壊形態を検討することから, PCM 増厚補強はりの破壊性状を整理し把握した.

(2)PCM 増厚補強はりのスパン中央部に増厚部とコンクリートはりの付着界面に発生する中央剥離破壊のメカニズムを、補強筋とPCM 増厚材のひずみ分布から把握した。このメカニズムより平均付着応力度の算定式を同定し、中央剥離破壊を定性的に把握できることを明らかにした。

(3)中央剥離破壊は連続繊維シートや鋼板接着工法と同様に面内せん断剥離エネルギー G_f を用いて剥離性状を把握できることを示した。この G_f を用いて中央剥離破壊が生じる荷重の算定を行った。

(4)スターラップと補強筋のひずみ量と、ひずみ分布からPCM 増厚端部に生じる端部剥離破壊のメカニズムを整理し把握した。実験の結果、増厚端部剥離現象は増厚端部に作用する付着界面面外方向に作用する垂直力 F_v と付着面内に作用するせん断力 F_h による剥離現象であることを把握した。

(5)増厚端部に作用する付着界面面外方向の垂直力 F_v と付着面内に作用するせん断力 F_h を実験結果より算定した。これらの2方向力により生じる端部剥離現象は、付着界面面外方向の垂直力 F_v と付着面内に作用するせん断力 F_h により発生する2方向の応力度比の楕円式により把握することが可能であることを示した。

(6)付着界面面外方向の垂直応力度 τ_{vm} 、付着面内に作用するせん断応力度 τ_{hm} 算定式を同定し、2方向応力度比の楕円式を用いて端部剥離強度の算定を行った。その結果、本手法により端部剥離強度を算定可能なことを示した。

謝辞：本研究を進めるに当たり武蔵工業大学講師栗原哲彦博士、ならびに大学院博士課程前期竹田一隆君には多大な助力を得ました。ここに謝意を表します。

参考文献

- 1) 佐藤貢一, 渡辺裕一, 松井繁之, 高井剣: 下面増厚法によるRC床版補強の耐久性, 橋梁と基礎, Vol. 30, No. 9, pp. 23-29, 1996. 9.
- 2) 佐藤貢一, 関根健一, 小林朗, 財津公明: FRP グリッドを補強筋に用いた道路橋床版下面増厚補強工法の輪荷重走行試験による性能評価, 性能照査形システムにおけるコンクリート構造物の補強, 第II部シンポジウム論文集, pp. II87-II92, 2001.

- 3) 佐藤貢一, 檜作正登, 肥田研一, 引地健彦: 吹付け下面増厚補強した道路橋RC床版の補強効果, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 21, No. 2, pp. 517-522, 2000. 6.
- 4) 石井孝男, 佐藤貢一, 大木浩靖, 小玉克己: 特殊ポリマーモルタルを用いた鋼橋RC床版の下面増厚法, コンクリート構造物の補修に関するシンポジウム論文集, pp. 77-84, 1992. 10.
- 5) 佐藤貢一, 小玉克己, 加納暢彦, 前田哲哉: 下面増厚したRCはりの補強筋剛性と破壊形態に関する研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol. 20, No. 1, pp. 563-568, 1998. 6.
- 6) RITTHICHAUY, W., TSUJI, Y., KOBAYASHI, A., KAI, A. and SATOH, K.: RC slab strengthened by grid type CFRP and polymer cement mortar, 土木学会第55回年次学術講演会, V-382, 2000. 9.
- 7) 佐野正, 三浦尚: 鋼板接着によるコンクリート部材の補強設計に関する研究, 土木学会論文集, No. 550/V-33, pp. 117-129, 1996. 11.
- 8) 佐藤靖彦, 浅野靖幸, 上田多門: 炭素繊維シートの付着機構に関する基礎研究, 土木学会論文集, No. 648/V-47, pp. 71-87, 2000. 5.
- 9) 恒岡聡, 古内仁, 角田史雄, 吉住彰: 吹付けモルタルを用いた下面増厚補強RC部材におけるモルタルの剥離挙動について, コンクリート工学年次論文集, Vol. 24, No. 2, pp. 1573-1578, 2002. 6.
- 10) 高瀬誠司: 補修・補強材料の付着・耐久性に関する研究, 武蔵工業大学大学院2000年度修士論文, 2000. 3.
- 11) 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.
- 12) 佐藤貢一, 小玉克己: ポリマーセメントモルタル増厚補強の付着性状に関する研究, 土木学会論文集, No. 732/V-59, pp. 77-87, 2003. 5.
- 13) Täljsten, B.: Strengthening of Concrete Prisms using the Plate-Debonding Technique, *International Journal of Fracture*, Vol. 82, pp. 253-266, 1996.
- 14) 吉澤弘之, 呉智深, 袁鴻, 金久保利之: 連続繊維シートとコンクリートの付着挙動に関する検討, 土木学会論文集, No. 662/V-49, pp. 105-119, 2000. 11.
- 15) 鈴木基行, 中村泰介, 堀内信, 尾坂芳夫: 軸方向鉄筋のダウエル作用に及ぼす引張力の影響に関する実験的研究, 土木学会論文集, No. 426/V-14, pp. 159-166, 1991. 2.
- 16) 野口博: 鉄筋コンクリートばりのせん断抵抗機構に関する研究(第1報: せん断補強筋のないモデル試験体のせん断破壊実験), 昭和53年度建築学会関東支部研究報告集, Vol. 49, pp. 225-228, 1979.

(2002. 11. 18. 受付)

BASIC STUDY ON THE BOND FAILURE BEHAVIOR OF RC BEAMS STRENGTHENED BY POLYMER CEMENT MORTAR RETROFITTING

Kouichi SATOH and Katsumi KODAMA

Polymer cement mortar retrofitting is the strengthening method of concrete structure using reinforcing bars and polymer cement mortar, which is mainly used for strengthening of the bottom side of the slabs of bridges. In this study, the strengthened RC beams were experimented to know the failure behaviors of this method. By conducting the loading tests with various shear span ratios of the RC beam, amounts of strengthening bars and thickness of polymer cement mortar layer, the failure behaviors of the strengthened beam were reviewed. After the experiments, it was found that the failure behaviors were classified into large categories of bending, shear, center peeling-off and peeling-off in the anchorage zone. This paper mainly describes both types of peeling-off failure to review their generation mechanisms and the behavior.