

論文 ASR 劣化した PRC はり部材のせん断耐荷特性に関する基礎的研究

波多野 雄士*1・三方 康弘*2・井上 晋*3

要旨: ASR 劣化したはり部材のせん断耐荷特性を評価することを目的とし、せん断補強筋の定着の有無、せん断補強筋比および、導入プレストレス量を実験要因とした PRC はり供試体を作製し促進養生を行った。ASR 劣化したはり供試体の変状調査を行うとともに、材齢一年経過時に載荷試験を実施し、ASR 劣化したはり部材のせん断耐荷特性を、普通コンクリートを用いて作製した健全供試体と比較検討した。

キーワード: ASR, PRC はり, せん断補強筋, 定着不良, ケミカルプレストレス, せん断耐荷特性

1. はじめに

近年、ASR 劣化により鉄筋破断が生じた RC はり部材の耐荷特性に関する知見は蓄積されつつあるものの、PC・PRC はり部材の耐荷特性については未だ不明な点が多い。そこで本研究では、ASR 劣化した PRC はり部材のせん断耐荷特性を評価することを目的とした。せん断補強筋の定着の有無、せん断補強筋比および、導入プレストレス量を実験要因とし、反応性骨材を用いて ASR 劣化した PRC はり供試体を作製し促進養生を行った。ASR 劣化したはり供試体の変状調査を行うとともに、材齢一年経過時に載荷試験を実施し、ASR 劣化したはり部材のせん断耐荷特性を評価することを試みた。また、比較のために普通コンクリートを用いて、健全供試体を作製した。

2. 試験概要

供試体には、図-1 に示すような、125×250×1800mm の長方形断面 PRC はり単純はりを用いた。実験要因として、(1) せん断補強筋の性状：健全なもの(図-2(a))、破断(断面引張側隅角部を切断)したもの(図-2(b))の2種類を選定した。(2) せん断補強筋比： $p_w=0.34\%$ (せん断補強筋配置間隔 $s=150\text{mm}$)、 $p_w=0.51\%$ (せん断補強筋配置間隔 $s=100\text{mm}$) の2種類を選定した。(3) 導入プレストレス量：断面引張縁側の応力 2N/mm^2 、 4N/mm^2 の2種類を選定した。また、比較のために普通コンクリートを用いて、健全供試体を作製した。以上これらの組合せにより5体を作製した。供試体の詳細を表-1に示す。

示方配合は表-2に示す2種類とし、ASR 劣化したはり供試体の粗骨材および細骨材には反応性骨材を使用した。コンクリートの設計基準強度は既往の研究¹⁾を参考とし $f'_{ck}=36\text{N/mm}^2$ とした。また、主鉄筋には D16、せん断補強筋には D6 スターラップ、PC 鋼材には $\phi 17$ を用いた。鋼材の機械的性質を表-3、コンクリートの諸強

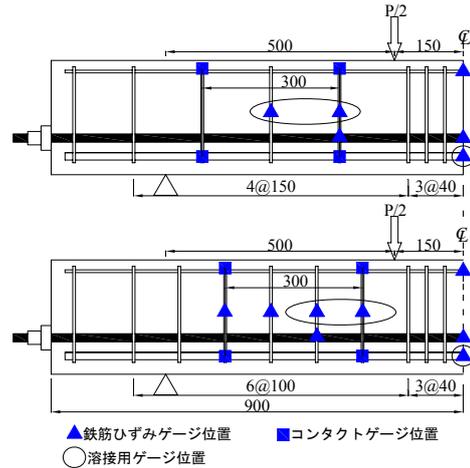


図-1 配筋図(単位:mm)

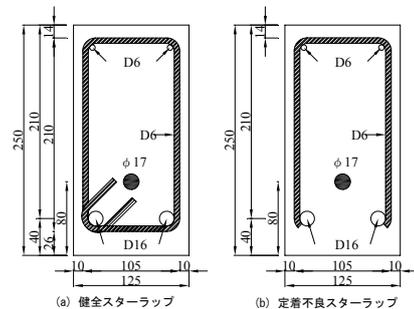


図-2 供試体断面図 (単位:mm)

表-1 供試体の詳細

供試体	スターラップ		断面引張縁の応力 σ_{ct} [N/mm^2]
	定着	間隔 s[mm]	
Np150-2	○	150	2
PR150-2	○	150	2
PR100T-2	×	100	2
PR150T-2	×	150	2
PR150T-4	×	150	4

*1 JIP テクノサイエンス (株) システム開発部 工修 (正会員)

*2 大阪工業大学 工学部都市デザイン工学科講師 博(工) (正会員)

*3 大阪工業大学 工学部都市デザイン工学科教授 博(工) (正会員)

表-2 供試体の示方配合 (Np : 普通コンクリート, PR : ASR 劣化したコンクリート)

供試体	G_{max} (mm)	sl (cm)	W/C (%)	air (%)	s/a (%)	単位量[kg/m ³]							
						W	C	S		G		NaCl	A
								S_n	S_r	G_n	G_r		
Np	20	8	45.5	3.0	44.1	178	391	746		1026		0	3.91
PR	25	8	45.5	3.0	41.1	163	358	356	365	550	572	11.59	3.58

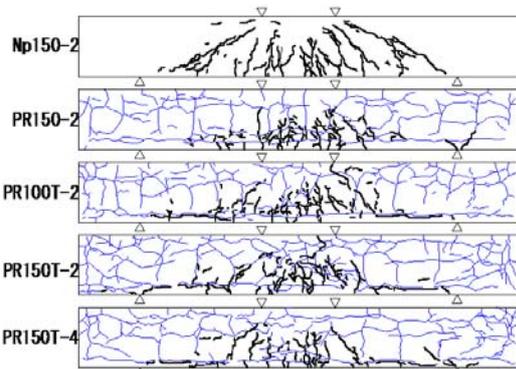
S_n : 非反応性細骨材, S_r : 反応性細骨材, G_n : 非反応性粗骨材, G_r : 反応性粗骨材

表-3 鋼材の機械的性質

供試体	鋼材	降伏強度 [N/mm ²]	引張強度 [N/mm ²]	ヤング係数 [kN/mm ²]
Np	D6	432	591	201
	D16	331	492	200
	φ 17	1000	1123	201
PR	D6	404	560	186
	D16	337	482	201
	φ 17	1026	1128	200

表-4 コンクリートの諸強度

コンクリート	Np	PR	
材齢 D[day]	28	28	365
圧縮強度 f'_c [N/mm ²]	46.5	50.4	23.1
引張強度 f_t [N/mm ²]	3.49	4.24	2.00
曲げ強度 f_b [N/mm ²]	5.09	6.96	1.89
ヤング係数 E_c [kN/mm ²]	27.3	34.0	18.5



細線 : ASR に伴うひび割れ,

太線 : 載荷時のひび割れ

図-3 ASR によるひび割れ, 各供試体の破壊状況

表-5 各供試体のひび割れ密度

供試体名	ひび割れ密度 [mm/mm ²]			
	L	M	H	Σ
PR150-2	0.049	0.059	0.000	0.109
PR100T-2	0.063	0.060	0.001	0.124
PR150T-2	0.083	0.047	0.001	0.131
PR150T-4	0.051	0.067	0.000	0.118

L : 幅 0.2mm 未満, M : 幅 1mm 未満,

H : 幅 1mm 以上

表-6 ケミカルプレストレイン,
ケミカルプレストレス

供試体	ϵ_{sp}	σ_{cp}	σ_{ct0}	σ_{ctr}	σ_{ce}
単位	無次元	[N/mm ²]			
PR150-2	899μ	6.98	2.01	4.93	12.0
PR100T-2	882μ	6.85	2.10	-1.93	4.92
PR150T-2	674μ	5.23	2.00	4.33	9.56
PR150T-4	-297μ	-2.31	4.17	7.43	5.12

ϵ_{sp} : 主鉄筋に生じたケミカルプレストレイン, σ_{cp} : 主鉄筋から算出した断面引張縁に生じたケミカルプレストレス, σ_{ct0} : 初期導入プレストレス量, σ_{ctr} : PC 鋼材ひずみから算出した断面引張縁に生じたケミカルプレストレス, σ_{ce} : 残存プレストレス ($\sigma_{cp} + \sigma_{ctr}$) (なお, これらの値は鋼材に貼付したひずみゲージをもとに算出した。)

度を表-4 に示す。

載荷方法について図-1 に示すように曲げスパン 300mm, せん断スパン 500mm とした対称二点集中荷重方式 ($a/d=2.38$), 破壊に至るまでの単調漸増荷重を実施した。また, 鋼材に貼付したゲージについて, 図-1 に示す楕円状に囲った鉄筋ゲージは溶接ゲージを用い, それ以外の箇所には一般的な鉄筋用ひずみゲージの 2 種類を用いた。なお, これらはすべて, 計算上の曲げ降伏 (降伏荷重 $P_y=138.5\sim 155.9$ kN) の後にせん断破壊が先行するように設計した。但し, この場合 PC 鋼材は最終的に降伏しない。また, 計算条件について, コンクリートの諸元は表-4 に示す材齢 28 日強度, 断面引張縁の応力は $\sigma_{ct}=2$ N/mm² または 4N/mm², 鋼材の機械的性質は表-

表一七 供試体の詳細と載荷試験結果

供試体	スターラップ		下縁応力*1	曲げ*2 破壊荷重 計算値 Pu[kN]	せん断耐力計算値*3					最大荷重 実測値 Pmax[kN]	破壊形式
	定着	間隔 s[mm]	載荷前 [N/mm ²]		Vc [kN]	Vs[kN]		破壊荷重			
				Vs1		Vs2*4	Psu[kN]				
Np150-2	○	150	1.87	216.6	39.3	33.3		145.2		191.8	曲げ引張
PR150-2	○	150	12.0	160.0	42.6	31.1		147.4		215.3	曲げ引張
PR100T-2	×	100	4.92	143.5	35.5	46.7	16.0	164.5	103.1	213.8	曲げ引張
PR150T-2	×	150	9.56	158.7	40.1	31.1	10.7	142.4	101.6	189.8	曲げ引張
PR150T-4	×	150	5.13	166.2	34.9	31.1	10.7	132.0	91.2	218.7	曲げ引張

*1: 下縁の応力 σ_{ce} : 表一六の σ_{ce} より用いた。*2: Np は材齢 28 日, PR は材齢 365 日のコンクリート諸強度を用いて耐力等を算出した。*3: 土木学会コンクリート標準示方書による。*4: 破断位置より必要定着長 20ϕ を無効とし式(1)を用いてアーム長 z を低減させ V_{s2} を算出した。

3 に示す値を用いて、曲げ耐力はファイバー法によって曲げ破壊荷重等を計算した。また、土木学会コンクリート標準示方書²⁾によるせん断耐力式からせん断破壊荷重を算出するとともに、45 度トラス理論から算出した値 V_{s1} と、破断位置より 20ϕ 区間を無効とし、式(1)³⁾より低減させたアーム長 z を用いた式(2)より求めた V_{s2} の計算値を示す。なお、曲げ耐力、せん断耐力にはケミカルプレストレスを考慮し計算を行った。それらを一括して表一七に示す。

$$z_1 = d / 1.15 - 20\phi \quad (1)$$

$$V_{s2} = A_w f_{wy} \frac{z_1}{s} \quad (2)$$

3. 載荷試験前の ASR 膨張

ASR 劣化したはり供試体の載荷前における ASR 膨張について、供試体表面に生じた ASR 膨張ひずみをコンタクトゲージ (図一四) により計測した。せん断補強筋の性状、せん断補強筋比および、導入プレストレス量によらず膨張傾向はほぼ同等となり、それら各ケースのコンタクトゲージの平均値は上縁 $\epsilon_{ux} = 1777\mu$ 、下縁 $\epsilon_{lx} = 376\mu$ となった。また、図一三より ASR に伴うひび割れ密度を算出した結果、せん断補強筋が定着不良でせん断補強筋比が小さいもの PR150T-2 は、他の PR シリーズと比較するとひび割れ密度が最も大きくなった (表一五)。その要因として、せん断補強筋が主鉄筋と定着されていないことと、せん断補強筋比が小さいこと等から、ASR 膨張を拘束する力が低下したと考えられる。また、主鉄筋を拘束する力が低下しているため、主鉄筋に生じたケミカルプレストレン ϵ_{sp} が小さくなったものと推測される (表一六)。PR100T-2 の PC 鋼材ひずみから算出した断面引張縁に生じたケミカルプレストレス σ_{ctr} は負の値を示した。これは、鋼材に貼付したひずみゲージの接触不良である

表一八 はりコア部の推定圧縮強度

供試体名	推定圧縮強度 [N/mm ²]	
	最大荷重逆算	式(3)
PR150-2	43.6	44.9
PR100T-2	42.4	44.2
PR150T-2	31.8	43.7
PR150T-4	45.3	44.6

$$f'_{cASR} = f'_{c28}(1 - \rho) \quad (3)$$

f'_{cASR} : ASR 劣化したはりコア部の推定圧縮強度 [N/mm²], f'_{c28} : 材齢 28 日の圧縮強度 [N/mm²], ρ : ひび割れ密度 [mm/mm²]

と考えられる。しかしながら、他の供試体の σ_{ctr} は初期導入プレストレス量 σ_{ct0} よりも大きくなっているため、同様に、PR100T-2 の断面引張縁に生じたケミカルプレストレス σ_{ctr} は実際には、膨張傾向になったものと推測される。

4. 試験結果と考察

4.1 ひび割れ性状と破壊形式

供試体の破壊状況を図一三に示す。普通コンクリートを用いた Np150-2 は載荷点と支点を結ぶ位置に斜めひび割れが発生した。しかしながら、PR150-2 は ASR 特有の亀甲状のひび割れが生じていたものの、載荷荷重の増加による斜めひび割れの発生が伺えなかった。これは、ケミカルプレストレスの効果によるものと考えられる。一方、PR150-2 とせん断補強筋の定着不良のもの (供試体名に T が付いているもの) の両者には、ASR 特有の主鉄筋に沿ったひび割れが生じている。しかしながら、T シリーズ供試体は鋭角フックがないため、主鉄筋のダウエル力を拘束する力が低下し、PR150-2 と比較して荷重の

増加に伴いこれらが付着割裂ひび割れへと進展したものと推測される。

4.2 はりコア部の圧縮強度の推定

PR シリーズの曲げ破壊荷重の計算値は、最大荷重の実測値を大きく下回った。このことから、各供試体のコア部の圧縮強度は表-4 に示す材齢 365 日圧縮強度ほど低下していないものと考え、各供試体の最大荷重実測値をもとに逆算することで、はりコア部の圧縮強度を推定し結果を表-8 に示す。計算を行う上で、断面下縁の応力等は表-6 の値を用いた。材齢 28 日のはりコア部の圧縮強度を表-4 に示す圧縮強度と同等である仮定すると、ASR 劣化により 10~36%低下する結果となった。PR150T-2 について、他の供試体と比較するとコンクリート強度の低下割合が大きくなったため、ひび割れ密度と関係があるものと考えられる。このような状況を踏まえて、PR シリーズに生じたひび割れ密度からはりコア部の圧縮強度を推定することを式(3)により試みた。材齢 28 日時の圧縮強度 f'_{c28} から、ひび割れ密度 ρ と f'_{c28} の積を差し引いたものが、ASR 劣化したはりコア部の推定圧縮強度 f'_{cASR} となる。式(3)により算出したはりコア部の推定圧縮強度を表-8 に示す。式(3)は、最大荷重から逆算した値を程よく推定した。このことからひび割れ密度とはりコア部の圧縮強度は相関関係があるものと考えられる。

4.3 荷重-中央変位関係

図-4 に荷重-中央変位関係を示す。ASR でスターラップが健全な PR150-2 は、普通コンクリートの Np150-2 と比較すると、ASR 特有の亀甲状のひび割れが生じていたものの曲げひび割れ発生荷重と最大荷重が大きくなり、部材の降伏時の変位が小さくなった。要因として、ケミカルプレストレスが生じたため、部材の剛性が高まったものと考えられる(表-6)。せん断補強筋の定着不良のもの PR150T-2 はケミカルプレストレスが生じたものの、曲げひび割れ発生荷重、部材の降伏時、最大荷重時の変位が PR150-2 と比較して小さくなった。要因として、せん断補強筋が定着不良によりコンクリートコア部および主鉄筋と定着されていないことで ASR 膨張を拘束する力が低下し、ひび割れ密度も大きくなったため、部材の剛性が PR150-2 よりも小さくなったものと推測される(表-5、表-6)。

せん断補強筋比が大きい PR100T-2 はせん断補強が定着不良であるものの、部材の降伏時までの傾き、最大荷重は PR150T-2 よりも大きくなった。これは、せん断補強筋比が大きいことにより、ASR 膨張を拘束したため、部材の剛性が高まったものと考えられる。

導入プレストレス量が大きい PR150T-4 は PR150T-2 と比較して最大荷重は大きいものの、最大荷重以降 20kN

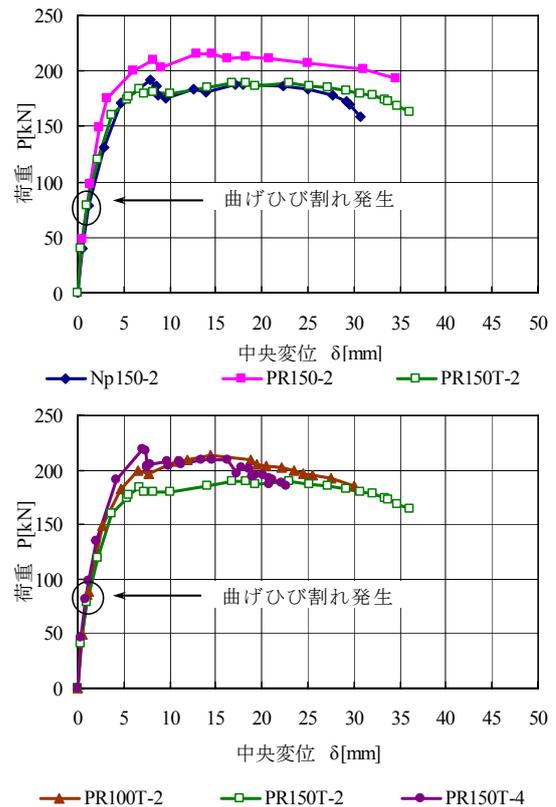


図-4 荷重-中央変位関係

表-9 曲げひび割れから算出したケミカルプレストレスの推定値

供試体名	σ_{ci0}	σ_{cpl}
	[N/mm ²]	
PR150-2	2.01	11.4
PR100T-2	2.10	9.57
PR150T-2	2.00	8.54
PR150T-4	4.17	6.32

σ_{ci0} : 初期導入プレストレス量, σ_{cpl} : 断面引張縁に生じたケミカルプレストレス

程度、急激に荷重の低下が生じるとともに、終局時の変位が小さくなった。これは、導入プレストレス量を大きくすると、剛性が高まるものの、じん性は低下するものと考えられる。

4.4 曲げひび割れ発生荷重からのケミカルプレストレス

前述より、ケミカルプレストレスの効果が重要であることから、曲げひび割れ発生荷重から、各はりの断面引張縁に生じたケミカルプレストレスを算出することとした。断面二次モーメントは全断面有効と仮定、曲げひび割れ強度は表-8 に示す最大荷重から逆算した推定圧縮強度から算出し、曲げひび割れ発生荷重から算出した断面引張縁に生じるケミカルプレストレス σ_{cpl} を表-9 に示す。この結果、PR シリーズにケミカルプレストレス

が生じたことともに、剛性が高まったことが裏付けられるものと考えられる。また、初期導入プレストレス量が大きいものはケミカルプレストレスが小さくなった。

4.5 荷重－スターラップひずみ関係

図-5 に荷重－スターラップひずみ関係を示す。普通コンクリートを用いた Np150-2 は斜めひび割れ発生後、スターラップにひずみが生じたのに対し、せん断補強筋が健全な PR150-2 は、ASR 特有の亀甲状のひび割れが生じているもののスターラップひずみが顕著に発生しなかった。この要因として、PR150-2 に生じたケミカルプレストレスの効果によって斜めひび割れの発生を抑制したものと考えられる。

せん断補強筋が定着不良の PR150T-2 は、ケミカルプレストレスの効果により、斜めひび割れが発生した荷重は Np150-2 よりも大きいことが伺える。しかしながら、PR150-2 と比較すると、同一荷重時におけるひずみが大きくなった。これは、PR150T-2 のせん断補強筋が定着不良であるため、主鉄筋位置に損傷が集中し PR150-2 と比較して、せん断補強筋に生じたケミカルプレストレス、ケミカルプレストレスインが小さくなったため荷重の増加によるひずみが生じやすくなったものと考えられる。

せん断補強筋比が大きい PR100T-2 は PR150T-2 と比較して、斜めひび割れ発生荷重はほぼ同等であるものの、最大荷重における PR100T-2 のスターラップに生じたひずみが小さくなった。この要因として、両者はせん断補強筋が定着不良であるものの、PR100T-2 はせん断補強筋比が大きいため、表-9 に示すようにケミカルプレストレスが PR150T-2 よりも大きくなったこと、また、せん断補強筋 1 本当たりに作用する応力が小さくなったものと推測される。

導入プレストレス量の大きい PR150T-4 は、PR150T-2 と比較して、同一荷重時におけるひずみが小さくなった。これは、導入プレストレス量を多くすることによって、コンクリートが負担するせん断力が大きくなるため、斜めひび割れ発生荷重が大きくなり、せん断補強筋に作用する応力が小さくなったものと推測される。

4.6 作用せん断力 V－負担せん断力 V_s 、 $V-V_s$ の関係

図-6 に作用せん断力－負担せん断力を示す。図の右側に示す V_{s1} 、 V_{s2} 、 V_c は表-7 の値と同じである。 V_{c3} は伊藤らの式⁴⁾式(4)を用いてコンクリート負担せん断力を算出した。 V_{c2} には、二羽式⁵⁾を用いた。

$$V_{c3} = V_{c2} + \left(\frac{M_{cr}}{a}\right) \quad (4)$$

$$V_{c2} = 0.20 f'_c{}^{1/3} d^{-1/4} p_w^{1/3} [0.75 + 1.4(a/d)] b_w d \quad (5)$$

せん断補強筋が健全 PR150-2 は ASR 特有の亀甲状のひび割れは生じているものの、コンクリートが負担する

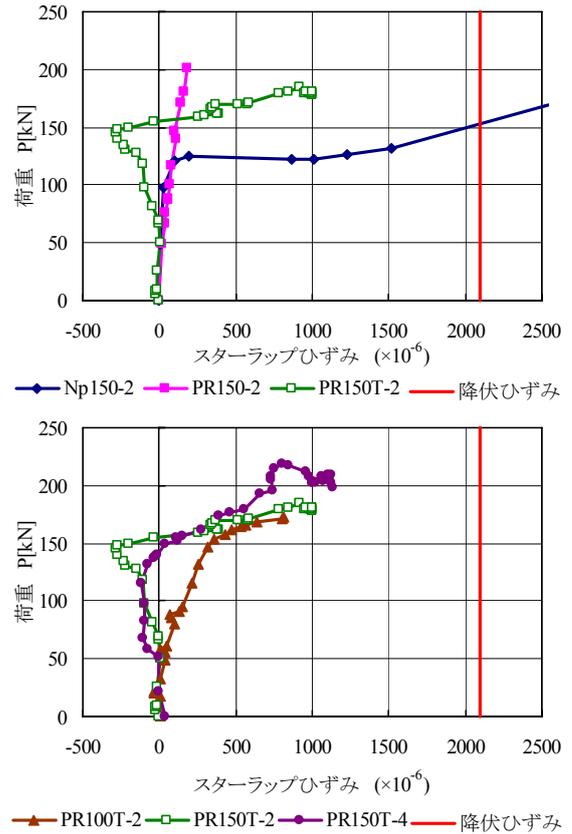


図-5 荷重－スターラップひずみ関係

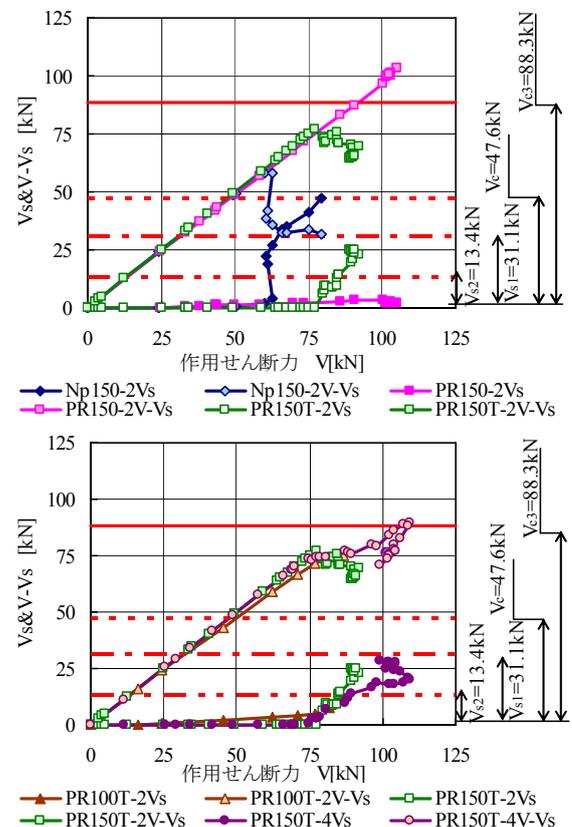


図-6 作用せん断力－負担せん断力

せん断力 $V-V_s$ 実測値が増加した。一方、普通コンクリートを用いた Np150-2 は斜めひび割れが発生し、せん断補強筋が負担するせん断力 V_s の実測値が増加した。この要因は、PR150-2 は表-6, 9 よりケミカルプレストレスが大きいためと考えられる。さらに、ASR によって生じた亀甲状のひび割れを介して斜めひび割れが進展し、斜めひび割れより上部の圧縮域コンクリートと引張鋼材によりタイドアーチ的耐荷機構を形成しせん断力に抵抗した。既往の研究より、PC 部材は RC 部材と比較して、プレストレスの効果によりタイドアーチ的耐荷機構が形成されやすいという報告⁶⁾がある。したがって、 $a/d=2.38$ とした本供試体において、ASR によるケミカルプレストレスの効果により、タイドアーチ的耐荷機構が卓越し、コンクリート負担せん断力の実測値 $V-V_s$ が増加したものと考えられる。

せん断補強筋の定着不良である PR150T-2 は PR150-2 と比較して、 V_s が増加する挙動を示した。PR150-2 のせん断補強筋は健全なため、主鉄筋のダウエル力を拘束し、荷重の増加に伴う付着割裂ひび割れを抑制した。また、ケミカルプレストレスの効果により斜めひび割れが発生しなかったため V_s が増加しなかった。一方、PR150T-2 はせん断補強筋の定着不良により、主鉄筋位置に損傷が集中し、せん断補強筋に作用するケミカルプレストレスが小さくなるため斜めひび割れの発生を抑制できなくなり、 V_s が増加したものと考えられる。また、せん断補強筋は定着不良により、主鉄筋のダウエル力を拘束する力が低下し荷重の増加に伴い、ASR による主鉄筋に沿ったひび割れが、付着割裂ひび割れへと進展することでトラス機構が機能せず、タイドアーチ的耐荷機構が形成されたものと推測される。

各せん断耐力計算値と実測値と比較すると、土木学会式 V_c は安全側の評価となった。伊藤らの式 V_{c3} は、二羽らの式により a/d の効果と曲げひび割れ発生モーメント（プレストレスの効果およびケミカルプレストレスの効果）を考慮しており、コンクリート負担せん断力 $V-V_s$ 実測値を程よく推移した。

また、Np150-2 のせん断補強筋負担せん断力は V_{s1} の計算値を上回っており、せん断破壊する可能性があったものと考えられる。一方、PR シリーズのせん断補強筋の定着不良である供試体は斜めひび割れが発生し V_s 実測値は増加したものの、せん断補強筋が降伏する以前に曲げ破壊を呈した。しかしながら、 V_s の実測値は、破断位置より 20ϕ 区間を無効としたアーム長 z を用いて式(2)より求めた計算値 V_{s2} を上回ったものの、計算値は実測値を程よく推測した。このことから、今回の供試体はすべて曲げ破壊に至ったため、厳密な評価はできないものの、せん断補強筋が定着不良の場合、この式(2)により、

せん断補強筋負担せん断力を安全側に推定できることが確認された。

5. まとめ

本研究から得られた主な結果を要約すると、以下の通りである。

- (1) ASR によりせん断補強筋の破断が生じたはり部材は、せん断補強筋比が大きければひび割れ密度は小さく、せん断補強筋比が小さければひび割れ密度は大きくなるものと考えられる。また、はりに生じるケミカルプレストレスもほぼ同様な傾向が伺える。
- (2) ひび割れ密度からはりコア部の圧縮強度を推定する式(3)は最大荷重から逆算したはりコア部の圧縮強度を程よく推定した。
- (3) 変形特性について、ASR によりケミカルプレストレスが生じると、部材の剛性が高まるものの、じん性には、あまり影響を及ぼさなかった。
- (4) ASR により主鉄筋に沿ったひび割れが生じており、さらに、せん断補強筋が定着不良の場合、主鉄筋のダウエル力を拘束する力が低下しているため、荷重の増加に伴い付着割裂ひび割れは大きくなる。そのため、トラス機構が機能せず、タイドアーチ的耐荷機構が形成されるものと考えられる。
- (5) $a/d=2.38$ とした本供試体において、ケミカルプレストレスの効果より、斜めひび割れより上部の圧縮域コンクリートと引張鋼材によるタイドアーチ的耐荷機構が形成され、せん断力に抵抗しコンクリート負担せん断力が卓越した。

参考文献

- 1) 大久保, 真鍋, 井隼, 宮川: ASR による劣化を受ける PC 部材の長期性状評価に関する実験的研究, コンクリート構造物の補修, 補強, アップグレード論文報告集, Vol.5, pp179-184, 2005.10
- 2) 土木学会: コンクリート標準示方書 [構造性能照査編], 2003.3
- 3) 土木学会: アルカリ骨反応対策小委員会報告書—鉄筋破断と新たな対応—, 2005.8
- 4) 伊藤忠彦ほか: プレストレスキャストセグメントはり曲げせん断特性に関する実験的研究, プレストレスコンクリート, Vol.39, No.1, pp83-96, Jan.1997
- 5) 二羽, 山田, 横沢, 岡村: 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, pp167-176, 1986.8
- 6) 三方, 井上, 小林, 仁枝: PC はり部材のせん断耐力に及ぼすプレストレスの効果, 土木学会論文集, No.669/V-50, pp149-159, 2001.2