

論文

[2156] 純ねじりを受ける PRC はりの終局耐力へのプレストレスの影響

采尾 直久^{*1}・児島 孝之^{*2}・高木 宣章^{*3}

1. はじめに

ねじりが設計上問題となるのは、地震時における非対称橋脚や立体ラーメン構造形式を採用した橋梁などである。このような場合、部材には、一方向でなく正負のねじりモーメントが作用する場合が多い、土木学会『コンクリート標準示方書』では、プレストレスト鉄筋コンクリート (PRC) 部材の終局ねじり耐力を鋼材の降伏が先行する場合には、終局限界状態でプレストレスが消失するとして鉄筋コンクリート (RC) 部材と同様に求めてよいことが規定されている。しかし、PRC 部材の終局ねじり耐力は、導入プレストレス量の影響を受け、導入プレストレス量の小さいはりでは、示方書による終局ねじり耐力算定式による理論値よりもかなり低くなるとともに、ある程度のプレストレス導入量があれば、実験値と理論値が良く一致することが指摘されている [1]。

本研究では、スターラップ間隔を、スターラップのせん断流と軸方向鋼材のせん断流とがほぼ等しくなる 5 cm から一般的な配筋である 10 cm まで段階的に変化させた PRC 部材の正負交番純ねじり載荷試験を、導入プレストレス量を要因として行い、終局ねじり耐力に及ぼすプレストレス量の影響を、ねじり耐荷機構から検討を行った。

表-1 実験計画

供試体 タイプ	かぶり (cm)	軸方向鋼材		横方向鉄筋	鋼材比 (%)			終局時のせん断流 (kgf/cm)			σ_{pe} (kgf/cm ²)
		鉄筋	PC 鋼棒		p _l	p _w	p _l /p _w	q _l	q _w	q _l /q _w	
A-a	1.0	—	4φ13	D10@50	0.61	1.76	0.34	479.6	559.1	0.86	5,25,45
B-a	1.0	—	4φ13	D10@75	0.61	1.17	0.52	479.6	372.7	1.29	5,25,45
C-a	1.0	—	4φ13	D10@100	0.61	0.88	0.69	479.6	279.5	1.72	5,25,45
C-b	0	—	4φ13	D10@100	0.61	0.95	0.64	481.6	269.6	1.79	5,25,45
C-c	1.0	—	4φ13	D10@100	0.61	0.88	0.69	483.1	265.3	1.82	5,20,40
ARC-a	1.0	4D22	—	D10@50	1.77	1.76	1.01	552.3	559.1	0.99	—
BRC-a	1.0	4D19	—	D10@75	1.31	1.17	1.12	366.7	372.7	0.98	—
CRC-a	1.0	4D16	—	D10@100	0.91	0.88	1.03	263.9	279.5	0.94	—
CRC-b	0	4D16	—	D10@100	0.91	0.95	0.96	255.0	269.6	0.95	—
CRC-c	1.0	4D16	—	D10@100	0.91	0.88	1.03	306.9	265.3	1.16	—

p_l=ΣAt_l/(b·d), p_w=At_w·u/(b·d·s), u=2(b₀+d₀), s:横方向鉄筋の軸方向間隔 (cm) b, d:25cm, 35cm
q_l=ΣAt_l·f_{ld}/u, q_w=At_w·f_{wd}/s, q_l, q_w:終局時における軸方向鋼材とスターラップのせん断流
b₀, d₀:スターラップの短辺長さおよび長辺長さ, σ_{pe}:有効プレストレス量 (kgf/cm²)

2. 実験概要

2.1 実験計画

実験計画を表-1に示す。終局時の軸方向鋼材とスターラップのせん断流 q_l と q_w の比が 0.8 ≤ q_l/q_w ≤ 1.25 となるスターラップ間隔から、軸方向鋼材とスター

ラップの鋼材比が比較的等しくなるスターラップ間隔まで変化させた 3 タイプの供試体を作製した。タイプ A は、軸方向鋼材に PC 鋼棒を 4 本配置し、軸方向鋼材とスターラップのせん断流の比を 0.8 ≤ q_l/q_w ≤ 1.25 となるように、スターラップを 5 cm 間隔で配置した PRC はり (軸方向鋼材:SBPR785/930, スターラップ:SD345) である。タイプ B は、スターラップ間隔を 7.5 cm としている。タイプ C

表-2 使用鋼材の機械的性質

鋼材の種類	規格	呼び名	降伏強度 (kgf/cm ²)	引張強度 (kgf/cm ²)
a	SD345	D10	3920	5720
b		D10	3780	5400
c		D10	3720	5530
a	SD345	D16	3590	5730
b		D16	3720	5750
c		D16	4170	6100
a	SD345	D19	3460	5350
a	SD345	D22	3850	5660
a	SBPR785/930	φ13.0	9760	10700
b		φ13.0	10500	11100
c		φ13.0	9070	9800

*1 立命館大学大学院 理工学研究科土木工学専攻 (正会員)

*2 立命館大学教授 理工学部土木工学科, 工博 (正会員)

*3 立命館大学助教授 理工学部土木工学科 工修 (正会員)

は通常のスターラップ間隔であり、軸方向鋼材とスターラップの鋼材比に近い値となっている。

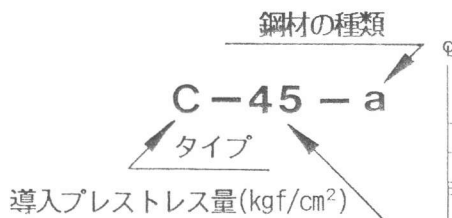


図-1 供試体の表示方法

タイプCのa, b, cは、スターラップ間隔は同じであるが、かぶり、鋼材強度が異なっている。導入プレストレス量は、5, 20~25, 40~45kgf/cm²の3水準とした。供試体の表示方法を図-1に、はりの配筋図の一例を図-2に示す。軸方向鋼材のPC鋼棒にφ13(SBPR785/930)を使用し、スターラップにD10(SD345)を使用した。使用鋼材の機械的性質を表-2に示す。はりの寸法は全て25×35×200cmである。また、RCはりの純ねじり載荷試験も行い、PRCはりとの比較を行った。

2.2 試験方法

ねじり載荷は、はりの両支点部に取り付けた偏心載荷用アームを直接載荷することにより行った。試験スパンは160cm、偏心距離は25cmである。正負交番純ねじり載荷は、荷重増分を処女載荷時には0.5あるいは1tf、経験荷重時は2tfとしねじり回転角による変位制御により行った。1ループ目は、 $10 \times 10^{-6} \sim 15 \times 10^{-6}$ rad/cmの回転角まで載荷し、2~3ループ目の正方向載荷時にひびわれを発生させ、その後ほぼ2倍ずつ回転角を増加させ、はりを破壊させた。

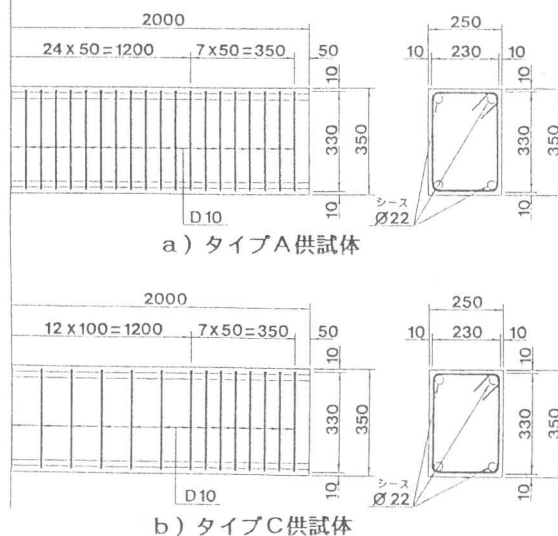


図-2 配筋図

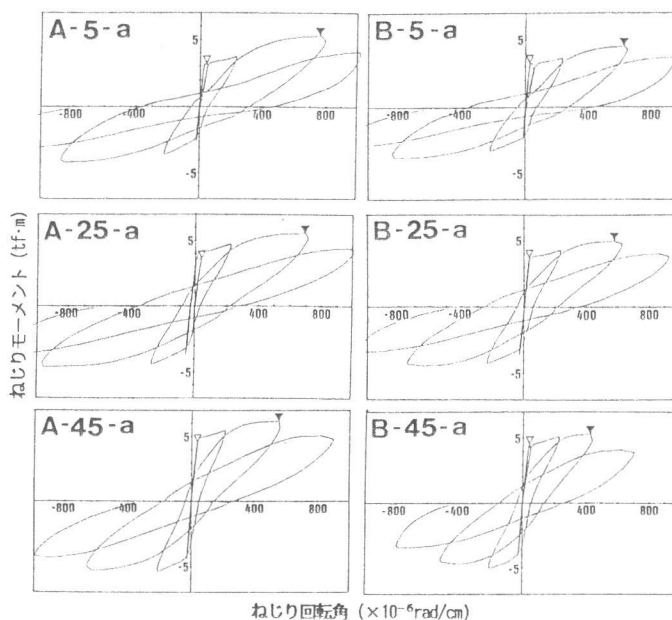


図-3 ねじりモーメントとねじり回転角の関係

3. 実験結果および考察

3.1 ねじり変形およびひびわれ状況

ねじりモーメントと、ねじり回転角の関係の一例を図-3に示す。全てのタイプの供試体において、導入プレストレス量が大きくなるにつれて、最大ねじりモーメント時のねじり回転角は小さくなり、ひびわれ発生から最大ねじりモーメント時までのねじり回転角の増加は、少なくなっている。

ひびわれ状況の一例を図-4に示す。ねじりひびわれは、導入プレストレス量の増加にともない

はり軸方向に対する角度が小さくなった。ひびわれ発生状況は、導入プレストレス量が、 5 kgf/cm^2 、 25 kgf/cm^2 のはりで大きな差はみられなかった。しかし、導入プレストレス量が 45 kgf/cm^2 のはりでは、導入プレストレス量が小さいはりとは異なり、ひびわれの発生とともにコンクリート表面のわずかな剥離が確認された。

3.2 鋼材のひずみ

ねじりモーメントと軸方向鋼材ひずみの関係の一例を図-5に示す。軸方向鋼材に使用したPC鋼材、SBPR785/930($\phi 13$)の降伏点ひずみは、a: 7000μ b: 7300μ c: 6300μ である。

スターラップ間隔 7.5 cm のタイプBはりとは、スターラップ間隔 10 cm のタイプCはりでは、ほとんどのスターラップが最大ねじりモーメント時に降伏点ひずみに達し、その後のループでもひずみの増加が著しい。

スターラップ間隔 5 cm のタイプAはりでは、タイプB、Cと比較して、最大ねじりモーメント時に降伏していないスターラップが若干多く観察された。最大ねじりモーメント時のPC鋼棒ひずみは、導入プレストレス量の影響を受け、プレストレス導入量が大いはいりほど、最大ねじりモーメント時のPC鋼棒ひずみが大きくなる。導入プレストレス量が 45 kgf/cm^2 でスターラップ間隔 7.5 cm のタイプBはりでは、一本のPC鋼棒が最大ねじりモーメント時に降伏

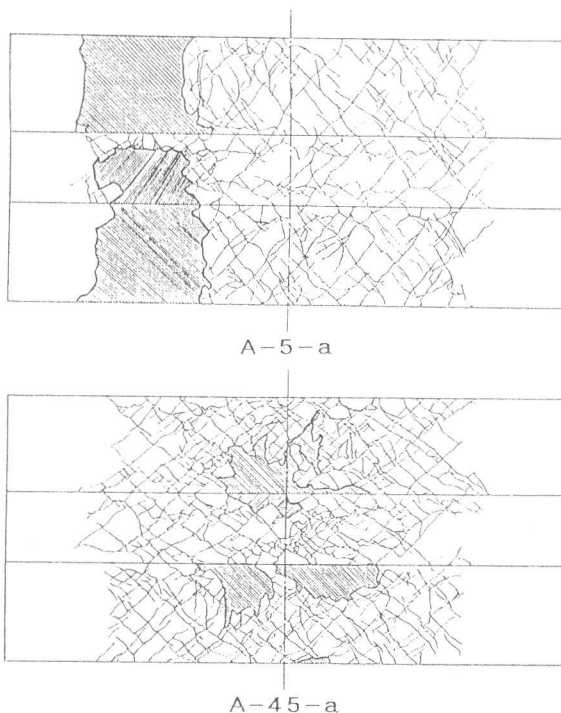


図-4 ねじりひびわれ状況図

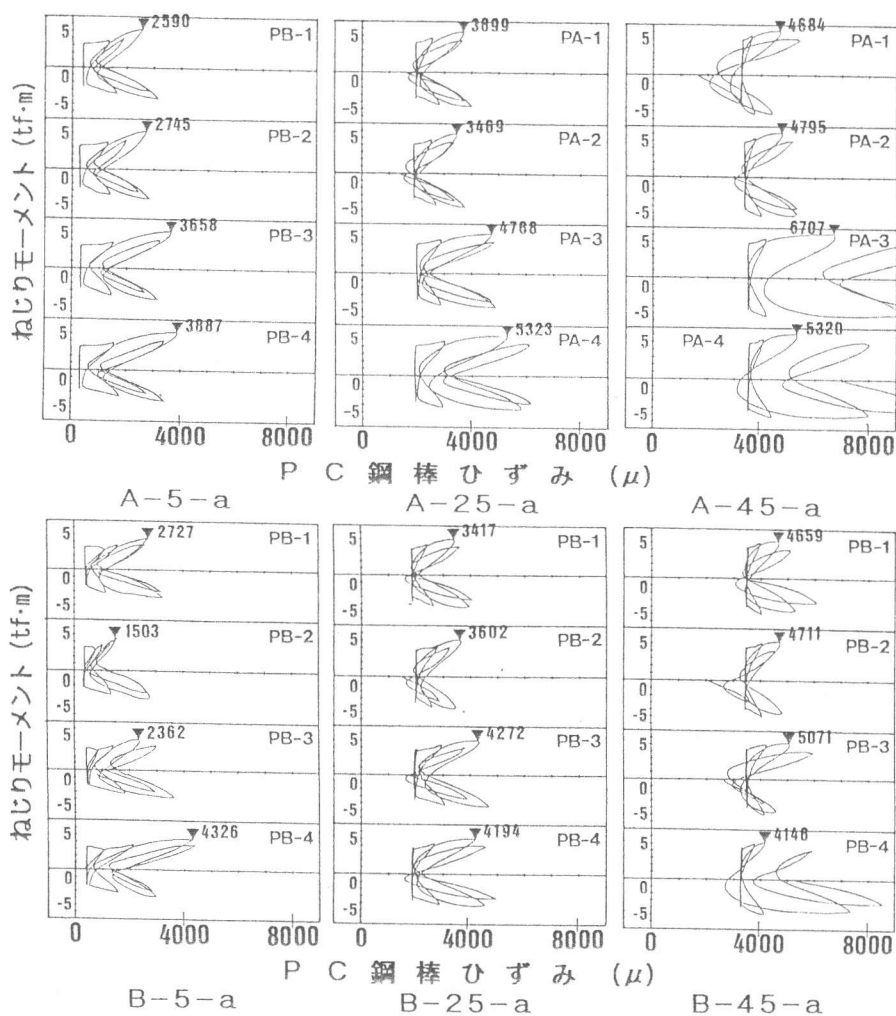


図-5 ねじりモーメントとPC鋼棒ひずみの関係 ($\epsilon_y=7000\mu$)

表-3 ひびわれ発生ねじりモーメント

供試体	σ_{pe} (kgf/cm ²)	コンクリートの諸強度			γ	実験値	Hsu式 (tf·cm)	児島式 (tf·cm)
		f'c	ft	fb				
A-5-a	4.2	452	37.0	64.6	1.05	319 <1.00>	420 (0.76)	276 (1.16)
A-25-a	23.2	471	35.0	57.0	1.29	363 <1.14>	455 (0.80)	308 (1.18)
A-45-a	41.2	471	35.0	57.0	1.48	450 <1.41>	522 (0.86)	352 (1.28)
B-5-a	5.0	482	36.7	60.4	1.07	325 <1.00>	400 (0.81)	268 (1.21)
B-25-a	23.1	510	33.3	52.8	1.30	375 <1.15>	425 (0.88)	291 (1.29)
B-45-a	40.9	482	36.7	60.4	1.45	450 <1.38>	542 (0.83)	366 (1.23)
C-5-a	5.1	510	33.3	52.8	1.07	319 <1.00>	350 (0.91)	240 (1.33)
C-25-a	22.9	485	40.3	54.7	1.25	400 <1.25>	423 (0.95)	311 (1.29)
C-45-a	42.6	485	40.3	54.7	1.43	463 <1.45>	484 (0.96)	356 (1.30)
C-5-b	5.7	410	29.3	65.6	1.09	294 <1.00>	429 (1.00)	224 (1.31)
C-25-b	24.2	441	39.1	71.1	1.27	381 <1.30>	537 (0.71)	304 (1.25)
C-45-b	43.4	441	39.1	71.1	1.45	481 <1.64>	613 (0.78)	319 (1.51)
C-5-c	4.1	489	30.8	61.3	1.06	230 <1.00>	403 (0.57)	245 (0.94)
C-25-c	17.2	446	29.9	60.6	1.25	310 <1.35>	470 (0.66)	283 (1.10)
C-45-c	34.8	446	29.9	60.6	1.46	350 <1.52>	548 (0.64)	330 (1.06)
ARC-a	—	484	36.3	68.0	—	250	421 (0.69)	265 (0.94)
BRC-a	—	452	37.0	64.6	—	225	400 (0.56)	261 (0.97)
CRC-a	—	484	36.3	68.0	—	275	421 (0.65)	265 (1.04)
CRC-b	—	408	28.5	50.8	—	300	302 (0.99)	203 (1.47)
CRC-c	—	489	30.8	61.3	—	250	380 (0.66)	231 (1.08)

 σ_{pe} : 有効プレストレス量(kgf/cm²) γ : プレストレス係数= $\sqrt{1+(\sigma_{pe}/ft)}$ f'c, ft, fb : 載荷試験時のコンクリートの圧縮、曲げ、引張強度(kgf/cm²)< > : プレストレス5kgf/cm²の供試体に対する増加率

() : 安全率=実験値/理論値

表-4 終局ねじり耐力

供試体	σ_{pe} (kgf/cm ²)	実験値	Mtcu	土木学会式(tf·cm)	
				(*)	(*)
A-5-a	4.2	531 <1.00>	359	729 (0.73)	729 (0.73)
A-25-a	23.2	556 <1.05>	367	729 (0.76)	729 (0.76)
A-45-a	41.2	619 <1.17>	367	729 (0.85)	729 (0.85)
B-5-a	5.0	450 <1.00>	371	587 (0.77)	595 (0.76)
B-25-a	23.1	506 <1.12>	382	587 (0.86)	595 (0.85)
B-45-a	40.9	531 <1.18>	371	587 (0.91)	595 (0.89)
C-5-a	5.1	378 <1.00>	382	440 (0.86)	516 (0.73)
C-25-a	22.9	463 <1.22>	372	440 (1.05)	516 (0.90)
C-45-a	42.6	500 <1.32>	372	440 (1.14)	516 (0.97)
C-5-b	5.7	350 <1.00>	404	491 (0.71)	588 (0.60)
C-25-b	24.2	425 <1.21>	419	491 (0.86)	588 (0.72)
C-45-b	43.4	494 <1.41>	419	491 (1.00)	588 (0.84)
C-5-c	4.1	350 <1.00>	441	418 (0.48)	484 (0.72)
C-20-c	17.2	395 <1.13>	421	418 (0.95)	484 (0.82)
C-40-c	34.8	407 <1.16>	421	418 (0.97)	484 (0.84)
ARC-a	—	581	439	782 (0.74)	782 (0.74)
BRC-a	—	484	424	521 (0.93)	521 (0.93)
CRC-a	—	363	439	382 (0.95)	382 (0.95)
CRC-b	—	356	403	428 (0.83)	428 (0.83)
CRC-c	—	325	441	402 (0.81)	402 (0.81)

 σ_{pe} : 有効プレストレス量Mtcu : 斜め圧縮破壊耐力= $Kt\sqrt{f'c}$, $Kt=b^2d/(3.1+1.8b/d)$ < > : プレストレス5kgf/cm²の供試体に対する増加率

() : 安全率=実験値/理論値

(*) : q_lとq_wの比を0.8≤q_l/q_w≤1.25で制限した理論値(*) : q_lとq_wの比を制限しない理論値

している。しかし、その他のはりでは、最大ねじり

モーメント時にP C鋼棒の降伏は観察されなかった。導入プレストレス量が25kgf/cm²以下のはりでは、ねじりモーメントの増加にともないP C鋼棒ひずみは増加するものの、最終ループまでP C鋼棒は降伏していない。しかし、導入プレストレス量が45kgf/cm²と大きいはりでは、2例を除き、最大ねじりモーメント時にP C鋼棒の降伏は観察されていないが、最終ループまでに多くのP C鋼棒が降伏している。P C鋼棒のねじりに対する抵抗性に、プレストレス量が大きな影響を及ぼしている。また、スターラップ量が多いほど、各々のプレストレス量で、最大ねじりモーメント時のP C鋼棒ひずみが大きい傾向にある。

3.3 ひびわれ発生ねじりモーメント

ひびわれ発生ねじりモーメントを表-3に示す。ひびわれ発生ねじりモーメントは、導入プレストレス量の増加に伴い大きくなる。例外はあるものの、ひびわれ発生ねじりモーメントのスターラップ間隔、横方向鉄筋比による影響は観察されなかった。

3.4 終局ねじり耐力

終局ねじり耐力を表-4に、終局ねじり耐力と有効プレストレスの関係を図-6に示す。終局状態において、スターラップは降伏するが軸方向鋼材は降伏しないP R C部材では、導入プレスト

レス量の増加にともない終局ねじり耐力は大きくなる。

土木学会の終局ねじり耐力算定式による理論値と実験値を図-7に示す。土木学会式は、軸方向鋼材とスターラップとも終局時に降伏するとして、立体トラス理論に基づく力の釣合により誘導された設計ねじり耐力式であり、補強鋼材のいずれか一方の補強量が卓越する場合には、少ない方の1.25倍までを補強用鋼材とみなしている。また、P R C部材では、一般に、P C鋼棒の降伏強度はスターラップよりかなり大きい。そのため、スターラップ量が少ないタイプCはり($q_l/q_w \approx 1.8$)では、20~45kgf/cm²のプレストレスを導入すると、実験値は土木学会式による理論値とほぼ等しくなる。しかし、スターラップ量を大きくして、終局時のP C鋼棒とスターラップのせん断流をほぼ等しくしたタイプAとBはりでは、同量のプレストレスを導入しても、実験値は土木学会式による理論値よりかなり小さくなる。また、軸方向鉄筋とスターラップのせん断流がほぼ等しく、両者の鋼材比もほぼ等しいR Cはりにおいても、実験値は幾分の変動はあるものの、土木学会式による理論値の75~95%と、低い値を示した。

終局時のP C鋼材とスターラップのせん断流の比による制約条件($q_l/q_w \leq 1.25$)を無視した時

の終局ねじり耐力の理論値と実験値の関係を図-8に、圧縮ストラットの角度を表-5に示す。一般に、ねじりひびわれ発生時のひびわれ角度(α)と終局時のコンクリートの圧縮ストラットの角度(ψ)は異なる。軸方向鋼材とスターラップの降伏強度が等しく、両者の鉄筋比が同じであれば、 ψ は45°である。しかし、P R C部材では、軸方向鋼材の降伏強度はスターラップより大きく、両者の鉄筋比は異なる。P R C部材では、軸方向鋼材量が同じであれば、 ψ は45°より小さくな

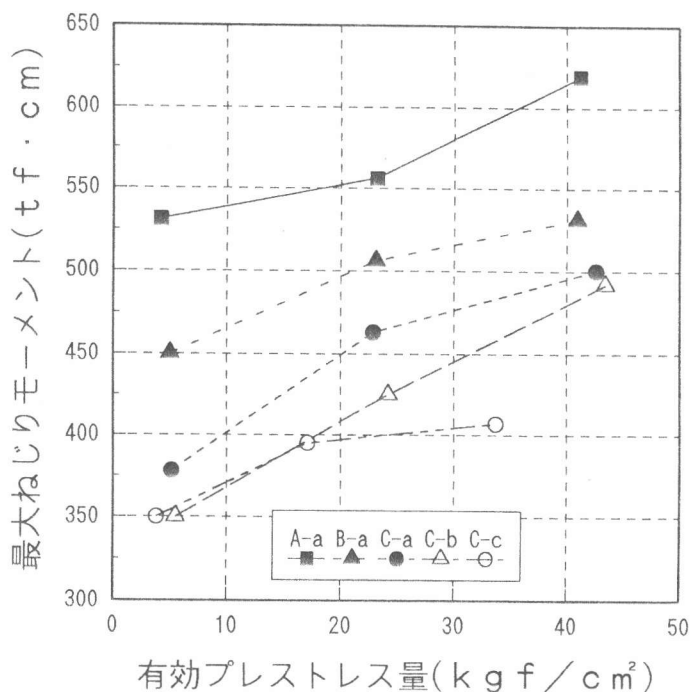


図-6 終局ねじり耐力と有効プレストレスの関係

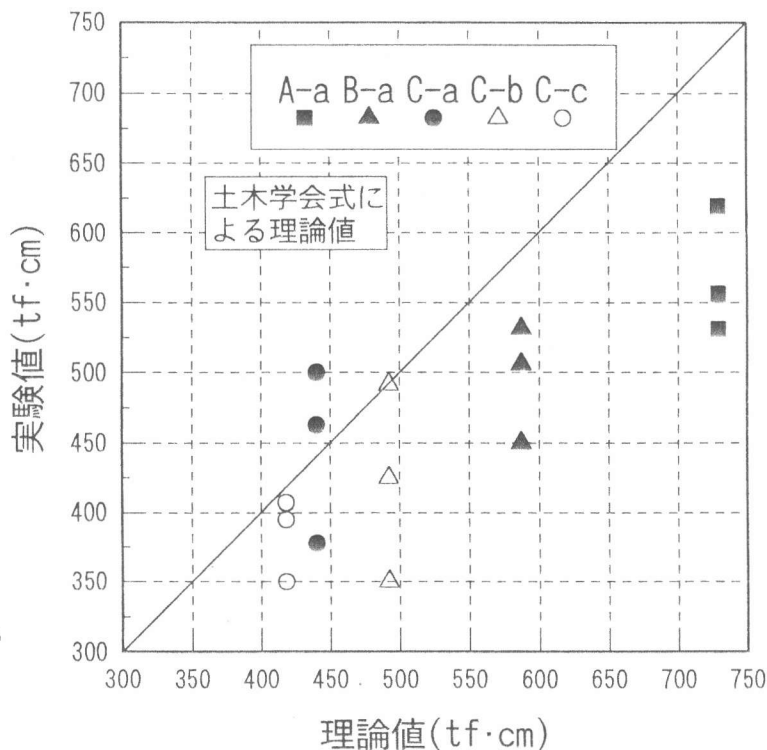


図-7 終局ねじり耐力の実験値と理論値

る。また、P R C部材では、ねじりひびわれ発生時のひびわれ角度は45°以下であり、導入プレストレス量の増加にともないひびわれ角度は小さくなる。従って、例外はあるものの、タイプC-aはり(導入プレストレス量45kgf/cm²)のように終局時においても α と ψ がほぼ等しくなるはりでは、立体トラスの耐荷機構が効果的に機能しているものと考えられる。しかし、タイプAはりとはBはりでは、同量のプレストレスを導入しても、 α と ψ が大きく異なるために、実験値が理論値よりかなり小さい値となったものと考えられる。

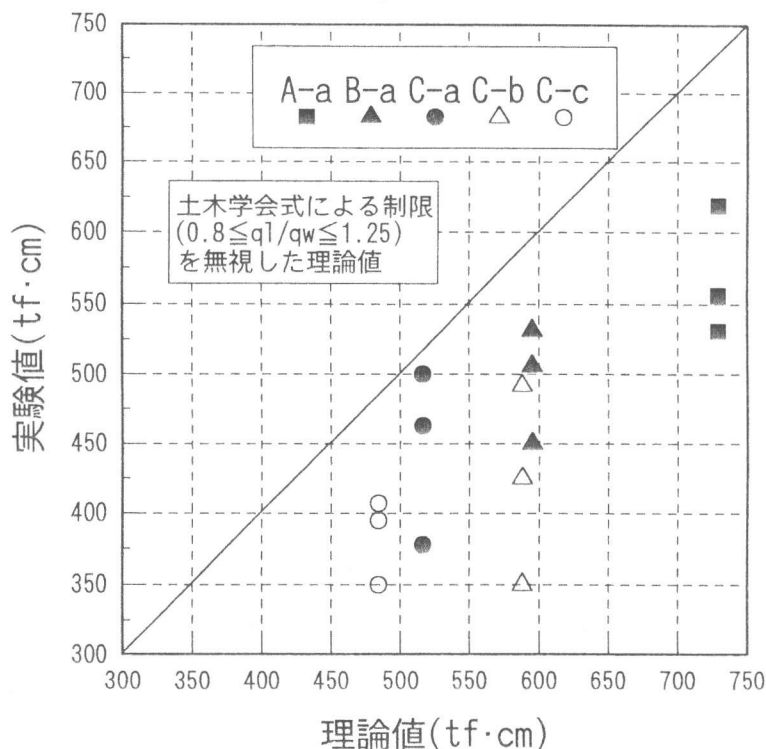


図-8 終局ねじり耐力の実験値と理論値

4. 結 論

軸方向鋼材とスターラップの降伏強度が大きく異なるようなP R Cはりの純ねじりに関する本研究で得られた結果を要約すると以下のとおりである。

(1) 終局状態において、スターラップは降伏するがP C鋼棒が降伏しないP R Cはりでは、終局ねじり耐力を高めるために導入プレストレス量を大きくすることが必要である。

(2) しかし、P C鋼棒とスターラップのせん断流をほぼ等しくしたP R Cはりでは、多量のプレストレスを導入しても、実験値は立体トラスに基づく理論値よりかなり小さい値となる。

(3) そのようなP R Cはりでは、終局時の圧縮ストラットの角度が、初期ねじりひびわれの角度よりかなり大きくなり、立体トラスの耐荷機構が効果的に機能していないものと考えられる。

表-5 終局時の圧縮ストラットの角度

	実験値		ひびわれ発生時 α°	圧縮ストラットの角度(*1)		圧縮ストラットの角度(*2)	
	正 α°	負 α°		$\tan\psi$	ψ°	$\tan\psi$	ψ°
A-5-a	45.3	51.6	43.5	1.325	53.0	1.08	47.2
A-25-a	44.4	45.8	37.8	1.181	49.7	1.08	47.2
A-45-a	38.7	39.7	34.1	1.068	47.4	1.08	47.2
B-5-a	44.4	47.7	43.2	1.204	50.3	0.88	41.3
B-25-a	41.3	44.1	37.6	0.988	44.7	0.88	41.3
B-45-a	37.2	40.4	31.3	0.922	42.7	0.88	41.3
C-5-a	47.7	46.4	43.0	1.051	46.4	0.76	37.2
C-25-a	45.6	43.2	38.6	0.882	41.4	0.76	37.2
C-45-a	41.7	42.3	34.9	0.799	38.6	0.76	37.2

$$\text{ひびわれ発生時の角度: } \tan 2\alpha = -\frac{2\tau}{\sigma_{pe}}, \quad \tau = ft \sqrt{1 + \frac{\sigma_{pe}}{ft}}$$

$$\text{圧縮ストラットの角度: } \tan^2 \psi = \frac{S_y/s}{R_y/u}$$

S_y : 降伏時のスターラップの力, R_y : 軸方向鋼材の降伏時の合力,
 u : スターラップ中心線の周長, s : スターラップ間隔

(*1) 最大ねじりモーメント時のP C鋼棒ひずみから求めた
 圧縮ストラットの角度(スターラップは降伏している)

(*2) 軸方向鋼材、スターラップ共に降伏した場合の
 圧縮ストラットの角度

【参考文献】

[1] 児島孝之・高木宣章・池田光伸・上垣義明: 純ねじりを受けるP R C部材の終局耐力に関する一実験、コンクリート工学年次論文報告集、Vol.11、No.2、pp.363-368、1989.6