

# 論文 廃瓦骨材で内部養生した超高強度プレストレストコンクリートはりのせん断特性

佐久間和弘<sup>\*1</sup>, 小川由布子<sup>\*2</sup>, 佐藤良一<sup>\*3</sup>, 太田誠二<sup>\*4</sup>

**要旨**：廃棄物でありながらコンクリート部材の性能向上が期待できる廃瓦粗骨材 (PCCA), 廃瓦細骨材 (PCFA) で内部養生した, ポストテンション方式の超高強度 (UHSC) プレストレストコンクリート (PC) はりのせん断特性を, 通常の PC 用コンクリート (H) で製造した PC はりのそれと比較しつつ, 実験的に検討した。PCCA および PCFA の容積置換率はそれぞれ 20%, 35% である。H, UHSC の水結合材比は 0.44, 0.17 である。実験の結果, 内部養生した UHSC はりの斜めひび割れ耐力, 終局せん断圧縮耐力は, 内部養生しない場合と比べ, それぞれ 12%, 10% 増大した。

**キーワード**：廃瓦骨材, 内部養生, 超高強度コンクリート, プレストレストコンクリート, せん断特性

## 1. はじめに

超高強度コンクリート (以下, UHSC) は, 自己収縮が大きいことが知られており, その低減方法の一つに内部養生がある。内部養生材には軽量骨材や高吸収性のポリマー粒子<sup>1)</sup>がある。これらの内部養生材の多くは製造品であるが, 混入率によっては満足できる超高強度化が達成されているものの, 報告は十分なされていない。

一方, 著者らは, 適度な吸水率を有し, かつ人工軽量骨材より破砕値の小さい廃瓦に着目し, この廃瓦粗骨材 (PCCA) を内部養生材として用いた超高強度コンクリートの強度発現, 収縮低減効果を検討した結果, 廃瓦は廃棄物であるにも拘らず, W/C=0.15, PCCA 容積置換率 40% で圧縮強度 180N/mm<sup>2</sup>, 収縮低減も 400×10<sup>-6</sup> に達することを示した<sup>2)</sup>。この結果から廃瓦骨材 (PCA) を内部養生材として用いた UHSC の PC への適用が期待できるものの, 第3著者らの研究<sup>3)</sup>を除きほとんど検討されていない。

そこで本研究は, 廃瓦粗骨材 (PCCA) および細骨材 (PCFA) で内部養生した UHSC で製造したポストテンション型 PC はりのせん断強度を, 従来の PC はりおよび PCA 無置換の UHSC で製造した PC はりのそれと比較・検討し, PCA の PC 部材への適用性を実験的に検討した。

## 2. 試験概要

### 2.1 使用材料および配合

本実験における使用材料を表-1 に示す。PCCA, PCFA は島根県江津産のカオリン粘土 (SiO<sub>2</sub>: 65.7%, Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>: 27.1%, Fe<sub>2</sub>O<sub>3</sub>: 2.9%, K<sub>2</sub>O: 1.8%) を 1200°C 以上で焼成して作製した瓦の不適合品を破砕したものである。廃

瓦骨材の吸水率は 8~9% で, 人工軽量骨材の 12~13% より小さい。BS812-110 による PCCA の破砕値は約 20% であり, 天然骨材の 10% 程度の 2 倍, 人工軽量骨材の約 37% の 50% 強である。PCCA, PCFA の表乾密度はともに 2.27g/cm<sup>3</sup>, 絶乾密度もともに 2.08g/cm<sup>3</sup> である。

コンクリートは, その配合を表-2 に示すとおり 4 種類製造し, 1 種類は W/B=0.44 の通常の PC 用コンクリート (H), 他の 3 種類は W/B=0.17 の超高強度コンクリート (UHSC) である。用いたセメントは早強セメント (HC) とシリカフェーム (SF) をブレミックスした低熱セメント (SFLC) である。表中の H は通常の PC 用コンクリート, UH は早強セメントとシリカフェーム (SF) を用いた基準となる超高強度コンクリート (reference concrete), UL は SFLC を用いた UHSC である。G20 は容積置換率 20% の PCCA, S35 は容積置換率 35% の PCFA でそれぞれ内部養生したことを表す。PCFA の置換率は PCCA の吸水量と同一になるように定めた。

緊張材には, 引張側に SWPR7BL12S15.2 のストランドを, 圧縮側には SBPR930/1180 φ32 の鋼棒をそれぞれ用いた。それらの JIS 規格値を表-3 に示す。

### 2.2 PC はり供試体

PC はり供試体は, 表-4 に示すように 5 体製造した。同表には各供試体に用いた PC 鋼材の公称断面積と鋼材比も示している。図-1 に各供試体の形状, 寸法を示す。この図からわかるように, 4 体の供試体の試験区間の断面は 200mm×590mm, スパンが 3500mm, 他の 1 体 (H790) のそれらは 200mm×790mm, 4700mm で, せん断スパン a と有効高さ d の比 (以下, せん断スパン比 a/d) はすべて 3.0 である。また, いずれの供試体も両端部を拡幅しているが, これは PC 鋼材を定着するためである。引張側の PC 鋼材比が大きいのは PC 鋼材が

\*1 広島大学大学院 工学研究院 博士後期課程 (正会員)

\*2 広島大学大学院 工学研究院 助教 博士 (工学) (正会員)

\*3 広島大学大学院 工学研究院 特任教授 工学博士 (正会員)

\*4 防衛省 経理装備局 施設整備課

表－1 コンクリート材料

Material	Descriptions	Character	Symbol
Mixing water	Groundwater	Density: 1.00g/cm <sup>3</sup>	W
Cement	Low-heat cement + Silica fume	Density: 3.07g/cm <sup>3</sup> , Specific surface area: 6,980cm <sup>2</sup> /g	SFLC
	High early strength portland cement	Density: 3.14g/cm <sup>3</sup> , Specific surface area: 4,480cm <sup>2</sup> /g	HC
Coarse aggregate	Crushed rock (Pyroxene andesite, Shimane pref.)	Water absorption: 0.48%, Surface-dry density:2.67g/cm <sup>3</sup> F.M.:6.78, Solid volume:58.5%	G
	Porous ceramic roof tile waste (Gotsu, Shimane pref.)	Density: 2.27/cm <sup>3</sup> , Water absorption: 8.9%, F.M.: 6.12 Crushing value: 23.6%, Aggregate size:4mm to 13mm	PCCA
Fine aggregate	Crushed sand (Pyroxene andesite, Shimane pref.)	Water absorption: 1.59%, Surface-dry density:2.60g/cm <sup>3</sup> , F.M.: 2.67	S
	Porous ceramic roof tile waste (Gotsu, Shimane pref.)	Density: 2.27g/cm <sup>3</sup> , Water absorption: 7.0%, F.M.: 2.76 Aggregate size: under 4mm	PCFA
Mineral Admixture	Silica fume	Density: 2.20g/cm <sup>3</sup> , Specific surface area: 20m <sup>2</sup> /g	SF
	Expansive additive	Density: 3.19g/cm <sup>3</sup> , Ettringite type, Specific surface area: 4,830cm <sup>2</sup> /g	EX
Chemical admixture	Shrinkage reducing agent	Density: 1.02g/cm <sup>3</sup> , Lower-alcohol alkyleneoxide adduct	SRA
	Superplasticizer	Density: 1.04g/cm <sup>3</sup> , Polycarboxylic acid type for water-binder ratio 0.44	AD1
		Density: 1.08g/cm <sup>3</sup> , Polycarboxylic acid type for water-binder ratio 0.17	AD2

表－2 コンクリートの配合

Symbol	W/B <sup>※1</sup>	Sand percentage s/a(%)	Unit content (kg/m <sup>3</sup> )											
			W <sup>※2</sup>	SFLC	HC	SF	EX	S	G	PCCA	PCFA	SRA	AD1	AD2
H	0.44	43.0	159	-	362	-	-	681	1036	-	-	-	2.53	-
UH	0.17	38.4	155	-	821	91	-	521	859	-	-	-	-	30.1
ULG20	0.17	39.1	155	897	-	-	15	537	687	146	-	6	-	10.9
ULS35	0.17	39.1	155	897	-	-	15	349	859	-	165	6	-	10.0

※1: B=SFLC+HC+SF+EX, ※2: Unit content of W includes that of SRA,AD1and AD2

表－3 PC 鋼材諸元

Symbol of beam	Concrete	Top side				Bottom side			
		Type of prestressing ber	Ap' mm <sup>2</sup>	Yield strength N/mm <sup>2</sup>	Tensile strength N/mm <sup>2</sup>	Type of prestressing strand	Ap mm <sup>2</sup>	Yield strength N/mm <sup>2</sup>	Tensile strength N/mm <sup>2</sup>
H590	H	SBPR 930/1180 Φ32	804	930 or more	1180 or more	SWPR7BL 12S15.2	1664	1600 or more	1882 or more
UH590	UH								
ULG20-590	ULG20								
ULS35-590	ULS35								
H790	H								

表－4 PC はり供試体諸元

Test beam	Concrete	Dimensions											Amount and ratio of prestressing steel														
		Test zone							End part				Top side		Bottom side												
		b (mm)	h (mm)	d (mm)	d' (mm)	a (mm)	a/d	Ls (mm)	b (mm)	h (mm)	d (mm)	d' (mm)	A'p (mm <sup>2</sup> )	P'p (%)	Ap (mm <sup>2</sup> )	Pp (%)											
H590	H	200	590	500	100	1500	3.0	6600	450	730	500	100	804.2	0.80	1664.4	1.66											
H790	H																790	700	100	2100	3.0	7800	930	700	100	0.57	1.19
UH590	UH																										
ULG20-590	ULG20																										
ULS35-590	ULS35																										

b: Width, h: Height, d,d': Distance between top fiber to centroid of tension and compression steels, a: Share span length, Ls: Span length, A'p, Ap: Nominal cross section areas of prestressing steels on top and bottom sides, P'p: A'p/bd, Pp: Ap/bd

降伏することなくせん断破壊させるためである。

H790 は、引張縁のコンクリート応力が  $1.5\text{N/mm}^2$  に達する曲げモーメントと UHSC 使用で  $2.5\text{N/mm}^2$  に達する曲げモーメントがそれぞれ同一になるように設計されたもので、全高  $590\text{mm}$  の UHSC はりのせん断強度と比較することにより、桁高を小さく抑えうる UHSC の優位性を検証するための供試体である。

全てのコンクリート供試体、PC はりは打込み後材齢 7 日まで湿布養生を行い、材齢 7 日でプレストレスの導入を行った後、屋内気中暴露した。

### 2.3 測定項目と測定方法

コンクリートについては、圧縮強度、ヤング係数、割裂引張強度を測定した。

PC はり供試体の測定は、プレストレス導入から材齢 740 日までの期間の圧縮および引張 PC 鋼材位置のコンクリートひずみ、荷重により生じるはりのたわみ、せん断変位である。また、はり下縁のプレストレスを求めるために、処女荷重でひび割れが生じた位置の再載荷によるひび割れ開口時変位量を測定し(図-2 参照)、ひび割れ開口荷重を求めた。PC はりの鋼材位置のコンクリートひずみは、低弾性型埋込みひずみゲージ(標点距離  $100\text{mm}$ 、弾性係数  $40\text{N/mm}^2$ )で測定し、PC 鋼材の応力損失を評価するために用いた。たわみおよびせん断変位は精度  $1/500\text{mm} \sim 1/100\text{mm}$  の高感度変位計を使用し、せん断変位は載荷点側、支点側の 2 区間で測定した。ひび割れ再開口時の変位量は精度  $1/1000\text{mm}$  の  $\pi$  型変位計により測定した。これらの計器の設置を図-1 に示す。

### 2.4 荷重ステップ

はりは、図-1 に示すように、2 点集中荷重を載荷した。荷重の経路は、図-2 に示すように、曲げひび割れが下段の PC 鋼材の高さに至ったことを確認した後に一旦除荷し、再載荷して、所定の荷重の曲げひび割れの再開口荷重、たわみ、せん断変位等を計測し、破壊

に至らしめた。導入された有効プレストレスは、再載荷によりひび割れが開口した時点の荷重を用いて求めた。

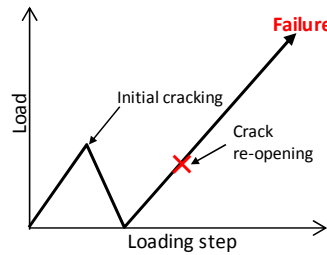


図-2 荷重ステップ

## 3. 結果と考察

### 3.1 コンクリートの特性

載荷直前のコンクリート圧縮強度、ヤング係数、割裂引張強度、破壊エネルギーを表-5 に示す。

コンクリート強度は H で約  $60\text{N/mm}^2$ 、UH、ULG20、ULS35 で  $160\text{N/mm}^2$  以上であった。また、廃瓦を置換した ULG20 および ULS35 は、圧縮強度が UH よりさらに大きく  $170\text{N/mm}^2$  以上の値が得られた。これは廃瓦骨材の内部養生効果に起因するものと考えられる<sup>2)</sup>。

表-5 荷重試験時のコンクリートの力学特性

Concrete	Age at loading test (days)	Compressive strength $f_c$ ( $\text{N/mm}^2$ )	Young's modulus $E_c$ ( $\text{N/mm}^2$ )	Splitting tensile strength $f_t$ ( $\text{N/mm}^2$ )	Fracture energy $G_f$ ( $\text{N/mm}$ )
H	1012	59	36.1	3.1	0.204
UH	1009	160	53.4	7.1	0.156
ULG20	1005	178	51.3	7.1	0.155
ULS35	1007	171	52.0	6.9	0.169

### 3.2 PC 鋼材の有効緊張応力

図-3 は PC 鋼材ひずみと鋼材位置のコンクリートひずみが等しいとして求めた、プレストレス導入直後から 740 日までの引張側の PC 鋼材のひずみ経時変化を材齢 740 日の有効緊張応力で正規化した値を示す。ひずみ

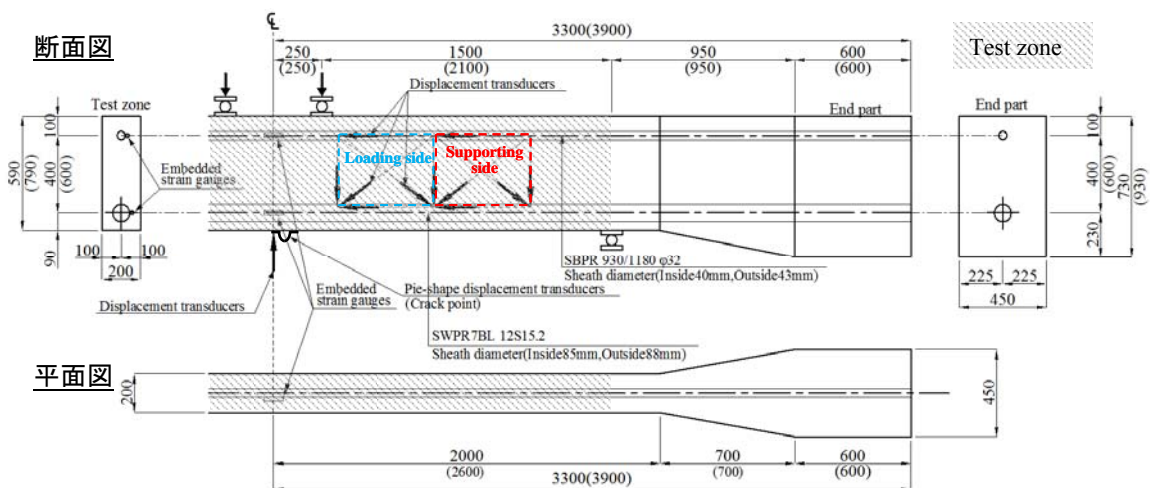


図-1 PC はり供試体の形状、寸法と変位、ひずみの計測位置 ( ) : H790 の PC はり供試体

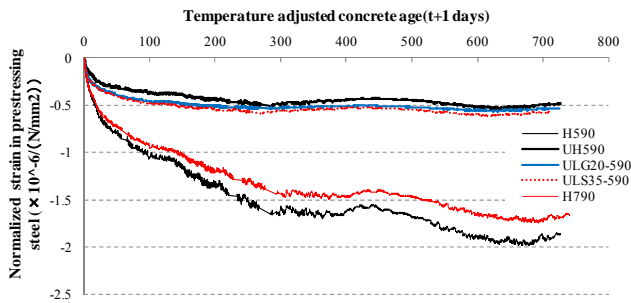


図-3 材齢 740 日における有効緊張応力で正規化した下縁側 PC 鋼材のひずみ経時変化

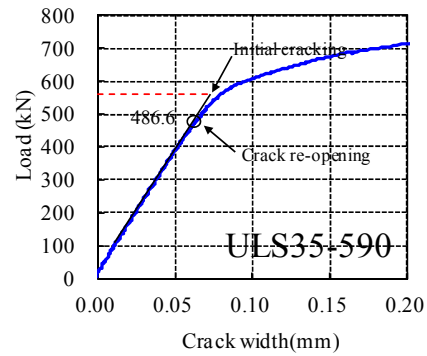


図-4 再載荷荷重-ひび割れ開口関係

はいずれの供試体も熱膨張係数が  $10 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$  として求めている。これによれば、3 体の UHSC はりのひずみの減少は等しく、また H を用いたはりの 1/4 程度と極めて小さいことがわかる。

PC 鋼材の有効緊張応力は、PC 鋼材ひずみの経時変化、PC 鋼材のリラクゼーションによる応力損失<sup>4)</sup>から推定した。プレストレス導入直後の緊張応力、損失応力、有効緊張応力および有効係数を表-6 に示す。同表に示すように材齢 740 日の有効係数は、UHSC の場合は内部養生の有無に拘わらずほとんど同等であり、H に比べて応力損失は相当に小さいことが分かる。

ひび割れた PC はり下縁の有効プレストレスは、図-4 に示す再載荷によりひび割れが開口するときのモーメントを用いても推定できる。この場合、上縁側、下縁側の PC 鋼材をともに求めることはできない。そこで、表-6 のひずみ経時変化に基づいて得られた上縁側有効緊張応力と下縁側有効緊張応力の比 ( $\alpha = \sigma_{pt,t} / \sigma_{pt,b}$ ) を用いて、下縁側鋼材の有効緊張応力を求め、それを  $\alpha$  倍して上縁側緊張応力を算出した。ただし、有効係数は、表-6 に示す導入直後の緊張応力を用いて求めた。

PC はりのせん断強度はプレストレスに依存することが知られている。コンクリート標準示方書 2012 設計編によれば、せん断強度ははり高さの 1/2 の位置におけるプレストレスにより式(1)に示す係数 ( $\beta_n$ ) 倍増大するとされている<sup>4)</sup>。

$$\beta_n = \sqrt{1 + \sigma_{eg} / f_{vd}} \quad (1)$$

ここで、 $\sigma_{eg}$ : はり高さの 1/2 の高さにおけるプレストレス、 $f_{vd} = 0.23 f_{cd}^{1/3}$ 、 $f_{cd}$ : 設計基準圧縮強度

ひび割れ再開時の PC 鋼材の有効緊張応力からプレストレスを求め、式(1)で求めた  $\beta_n$  をひずみから求めたそれと比較した結果を表-7 に示す。ひずみから求めた  $\beta_n$  は表-7 の括弧内の値に示すように、ひび割れ再開時モーメントから求めたそれより 2%~5%大きい、その相違はわずかであった。なお、表中の「Strain」は PC 鋼材のひずみ計測に基づいて、また「Crack re-opening」ははり下縁のひび割れ再開時の曲げモーメントに基づいて有効緊張力等が求められていることを意味する。

### 3.3 ひび割れ状況と破壊モード

代表的な例として H590 と ULG20-590 の破壊状況を写真-1 に示す。H590 は H790 と同様に、破壊側のせん断スパン内に水平との角度がおよそ  $35^{\circ}$  の斜めひび割れが発生した後アーチ機構に移行し、等曲げ区間内の圧縮縁コンクリートの破壊が生じると同時に、せん断スパン中央付近で斜めひび割れの下部の部分が下方に抜け落ちるように破壊した。

一方、ULG20-590 は、他の UHSC はりと同様、曲げせん断ひび割れが生じアーチ機構に移行した後、等曲げ区間のコンクリートの圧縮破壊部と支点板端部を結ぶ斜めひび割れが生じ、より強固な耐荷機構を形成して爆発的な破壊に至った。

表-6 PC 鋼材位置のコンクリートひずみの経時変化に基づく有効緊張応力

Prestressing steel		Symbol	H590	H790	UH590	ULG20-590	ULS35-590
Just after prestressing	Top side	$\sigma_{pt,t}$	250	371	563	449	506
	Bottom side	$\sigma_{pt,b}$	495	661	941	991	1024
Loss due to creep and shrinkage	Top side		95	100	25	38	38
	Bottom side		135	174	83	96	105
Loss due to relaxation	Top side		2	7	21	15	17
	Bottom side		6	8	20	21	23
Effective tension stress*	Top side	$\sigma_{pt,t}$	152	265	517	396	450
	Bottom side	$\sigma_{pt,b}$	355	479	839	874	896
Effective coefficient	Top side	$\sigma_{pt,t} / \sigma_{pt,t}$	0.61	0.71	0.92	0.88	0.89
	Bottom side	$\sigma_{pt,t} / \sigma_{pt,b}$	0.72	0.72	0.89	0.88	0.88

\*: Tension stress at the age of 740 days

表-7 有効プレストレスと有効係数

		H590	H790	UH590	ULG20-590	ULS35-590	
Effective tension stress in prestressing steel (N/mm <sup>2</sup> )	At bottom	Strain	355.3	478.7	838.9	873.8	896.1
		Crack re-opening	305.0	441.0	801.0	780.0	783.0
Effective coefficient of prestressing steel	At bottom	Strain	0.72	0.72	0.89	0.88	0.88
		Crack re-opening	0.62	0.67	0.85	0.79	0.76
Effective prestress in concrete (N/mm <sup>2</sup> )	At bottom	Strain	17.1	18.6	41.4	42.1	43.5
		Crack re-opening	12.8	14.3	32.7	32.7	32.6
	At middle ( $\sigma_{eg}$ )	Strain	6.22	6.53	15.78	15.46	16.16
		Crack re-opening	5.35	6.02	15.07	13.80	14.12
Coefficient of prestress effect on shear strength of beam( $\beta_n$ )	Strain	1.67 (1.05)	1.69 (1.03)	1.82 (1.02)	1.77 (1.04)	1.81 (1.05)	
	Crack re-opening	1.59 (1.00)	1.65 (1.00)	1.80 (1.00)	1.70 (1.00)	1.73 (1.00)	

3.4 荷重-変形曲線

各 PC はりの荷重-スパン中央のたわみ関係を図-5に示す。この図に示すように、ひび割れ発生後の同一荷重における UHSC はりのたわみは、同断面の H590のみならず、はり高の大きい H790 よりも明らかに小さい。この要因はコンクリートのヤング係数の相違に加えて、特に表-7 に示すように、プレストレスの大きな相違が主たる原因と思われる。また、ULG20-590、ULS35-590 のたわみは内部養生なしの UH590 より小さく、内部養生の効果が認められるが、PCCA と PCFA の内部養生効果には大きな相違はなかった。図中の○は図-6 のせん断変位から推定した斜めひび割れ荷重を示しており、終局せん断耐力と同様、UHSC はりのそれらは H はりに比べ相当に大きい。

図-1 のせん断試験区間の変位から求めた載荷点側、支点側のせん断変位を図-6 に示す。これによれば、まず載荷点側で曲げひび割れから斜めひび割れに進展し、この進展とともにせん断変位が増大する。一方、支点側のせん断変位は破壊近くになって急増し破壊に至っている。支点側のせん断変位は、ピーク荷重に達した後急増しているが、これは、載荷点側の斜めひび割れが支点側に向かって進展し、破壊に至ったためと思われる。左図中の○印はせん断変位が急増するときの荷重を示し、このときの荷重を斜めひび割れ耐力とした。

4. せん断耐力の評価

表-8 に斜めひび割れ耐力および終局せん断耐力の実験値、計算値を示す。実験結果より、内部養生した UHSC はりの斜めひび割れ耐力および終局せん断耐力は、内部養生なし (UH590) と比べて、それぞれ 12%、10%増加した。また、ULG20 と ULS35 のせん断耐力は同等で、PCCA と PCFA の内部養生効果に大きな差異はなかった。

プレストレスの生じていない斜めひび割れ耐力は、普通強度を対象とした二羽らの式(2)<sup>5)</sup>、高強度コンクリートを対象とした河金らの式(3)<sup>6)</sup>より求められる。ただし、式(3)は 80N/mm<sup>2</sup>~130N/mm<sup>2</sup>を適用範囲としている。

$$V_{cd} = 0.2(f'_c)^{1/3} (100p_w)^{1/3} (1000/d)^{1/4} (0.75+1.4/(a/d)) \cdot b \cdot d \quad (2)$$

ここで、 $p_w$  ( $A_p/bd$ ): 引張鋼材比、 $A_p$ : 引張側鋼材の断面積 (mm<sup>2</sup>)

$$V_c = 0.206f'_t^{1/3} (E_c \cdot G_f)^{2/3} (100p_{s,e})^{1/3} d^{-2/3} (0.75+1.4/(a/d)) \cdot b \cdot d \quad (3)$$

ここで、 $p_{s,e}$ : 収縮の影響を考慮した等価鉄筋比で収縮がない場合は鋼材の公称断面積を用いた鋼材比( $p_w$ )

斜めひび割れ耐力に及ぼすプレストレスの効果( $\beta_n$ )は式(1)により考慮できる。表-7 で示したひずみとひび割れ再開時荷重を用いて求めた  $\beta_n$  を用い、実験値とともに後者の  $\beta_n$  によるプレストレスの効果を考慮した計算値を表-8 に示す。ただし、コンクリートの圧縮強度に関わる適用範囲は無視している。

表-8 によれば、式(2)による H590, H790 の斜めひび割れ耐力の計算値は実験値の 85% で比較的良好に一致した。一方、高強度コンクリートを対象とした式(3)による計算値は、適用範囲を超えているが、実験値の 40%~50% の値であった。全てのはりの破壊モードは、先述したように、斜めひび割れ発生後アーチ機構を形成し、等曲げ区間のコンクリートの圧縮破壊を伴うせん断圧縮破壊であった。そこで、 $a/d=2.5$  程度以下を適用範囲とするが、式(4)<sup>7)</sup>により終局せん断耐力の予測を行った。

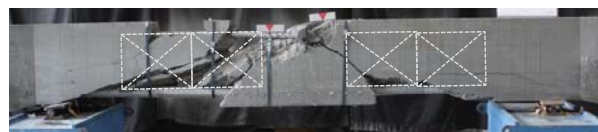
$$V_u = \frac{0.244(f'_c)^{2/3} (1+\sqrt{100p_w})(1+3.33(r/d))}{1+(a/d)^2} bd \quad (4)$$

ここで、 $r$ : 支圧板の軸方向長さで本実験の場合 100mm

表-8 にせん断圧縮破壊の実験値と計算値を示す。計算値は通常のはりの場合、斜めひび割れ耐力と大きな差は認められないが、UHSC を用いたはりではいずれも斜めひび割れ耐力の 1.5 倍程度大きく、計算値/実験値



a)H590



b)ULG20-590

写真-1 破壊モード



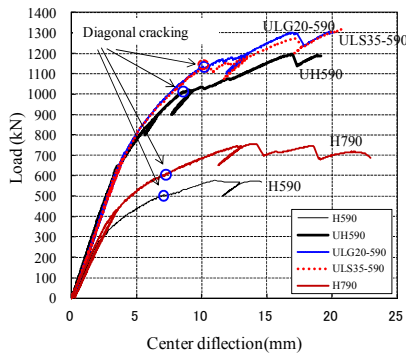


図-5 荷重-たわみ曲線

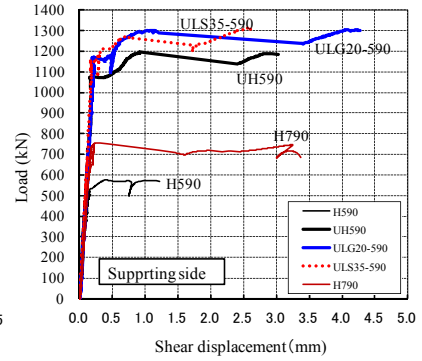
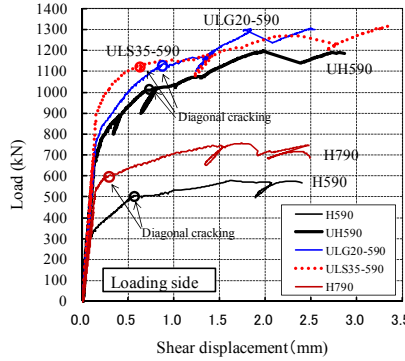


図-6 荷重-せん断変位曲線

表-8 せん断耐力の実験値と計算値の比較

Symbol of beam	Diagonal cracking shear force (kN)					Ultimate share force (kN)			Failure mode
	Experiment	Calculation Niwa et.al	Cal./Exp.	Calculation Kawakane	Cal./Exp.	Experiment	Calculation Niwa et.al	Cal./Exp.	
H590	250	212	0.85	174	0.70	286	224	0.78	Shear compression
H790	300	253	0.84	197	0.66	378	264	0.70	
UH590	505	335	0.66	244	0.48	598	494	0.83	
ULG20-590	565	328	0.58	226	0.40	653	501	0.77	
ULS35-590	570	329	0.58	225	0.39	659	496	0.75	

は 0.75~0.83 と過小評価するものの、かなり両者は一致した。これは斜めひび割れが載荷板と支点板の端部を結ぶ線状にあり、それと平行に圧縮ストラットが形成され圧縮強度の依存性が高くなったためと思われる。

## 5. 結論

本研究の範囲内で、以下の結論が得られた。

- (1) 廃棄物である瓦を内部養生用骨材として用いた W/B=0.17 の超高強度コンクリート(UHSC)の圧縮強度は、内部養生材を用いないUHに比べて廃瓦粗骨材を用いた場合(ULG20)で 11%、廃瓦細骨材を用いた場合(ULS35)で 7%大きく、圧縮強度に対する内部養生効果が認められた。
- (2) UHSC はりのたわみ、せん断変位は H はりと比べ明らかに小さい。これに対応して、斜めひび割れ耐力、終局せん断圧縮耐力ともに大きくなった。この理由はヤング係数、圧縮強度が大きいことに加えてプレストレスが 2.5 倍程度大きかったことによると思われる。
- (3) 内部養生した UHSC はり (ULG20, ULS35) の斜めひび割れ耐力および終局せん断耐力は、内部養生なし (UH590) と比べてそれぞれ 12%, 10%増加した。
- (4) 二羽らによる斜めひび割れ耐力式(2)および JSCE によるプレストレス効果式(1)に基づく H590, H790 の斜めひび割れ耐力の計算値は実験値の 85%で比較的良好一致した。一方、高強度コンクリートはりを対象とした河金らの式(3)は、コンクリート強度の適用範囲を超えているが、それによる計算値は実験値の 40%~50%の値であった。
- (5) 二羽らによるせん断圧縮耐力式(4)は、 $a/d=2.5$  程度以下を適用範囲とするが、JSCE によるプレストレス効

果に基づく計算値は、UHSC はりの実験値の 0.75~0.83 にあり比較的良好一致した。これは斜めひび割れが載荷板と支点上の支圧板を結ぶ線状に生じたことから、タイドアーチによる耐荷機構が形成され圧縮強度の依存性が高くなったことによると思われる。

## 参考文献

- 1) Kovler, K., and Jensen, O. M. : Internal Curing of Concrete, Rep. 041, State-of-the-art report of RILEM technical committee 196-ICC, RILEM, Bagnaux, France, 2007
- 2) M. Suzuki, M. S. Meddah, R. Sato and T. Kawabata: Long-term shrinkage and stress in ultra high strength concrete using porous ceramic waste for internal curing, Proc. of the International RILEM Symposium on Use of superabsorbent polymers and other new additives in concrete, Lyngby, Denmark, August 2010, pp.263-272
- 3) 川畑 智亮, 佐藤 良一, 鈴木 雅博: 超高強度膨張コンクリートを用いたプレテンションPCはりの構造挙動, プレストレストコンクリート技術協会, 第 18 回シンポジウム論文集 (2009 年 10 月), pp.277-282, 2009.10
- 4) 土木学会: コンクリート標準示方書 2012 年制定
- 5) 二羽淳一郎, 山田一字, 横沢和夫, 岡村甫: 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, V-5, pp. 167-176, 1986.
- 6) 河金甲, 佐藤良一: 高強度 RC はりの斜めひび割れ発生強度に及ぼす収縮の影響評価, 土木学会論文集 E, Vol.65, No.2, pp.179-197, 2009.4
- 7) 二羽淳一郎: FEM 解析に基づくディープビームのせん断耐荷力算定式, 日本コンクリート工学協会, 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.119-128, 1983