論文 ごみ溶融スラグ細骨材を用い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

浅井 洋*1・太田 誠二*2・佐藤 良一*3・鈴木 雅博*4

要旨:ごみ溶融スラグ細骨材を超高強度コンクリート(以下,UHSC)に用い,環境物品の調達推進と構造物の 維持管理費の抑制を図ることを目的としてプレストレストコンクリート(以下,PC)部材のせん断特性に着 目して検討を行った。細骨材の30%を溶融スラグ細骨材で置換したPCはりは,置換しないPCはりと同等の 変形性能を有し,せん断耐荷性能に及ぼす影響は極めて小さいことが明らかになった。溶融スラグ細骨材は, 良質な骨材が求められるUHSCにおいても支障なく使用でき,適切に品質管理を行えば幅広い用途への適用 が期待される。

キーワード:ごみ溶融スラグ,超高強度コンクリート,せん断耐荷性能,プレストレストコンクリート

1. はじめに

コンクリート用溶融スラグ骨材は JIS A 5031 に規定さ れており,一般廃棄物,下水汚泥またはそれらの焼却灰 を1200℃以上の高温で完全な溶解状態に溶融し、冷却固 化して製造される。2008年に JIS に適合しない溶融スラ グをコンクリート用骨材として建築物に使用してポップ アウトが問題となった。これを契機に、2010年に JIS が 追補改正され、水セメント比 55%以下、設計基準強度 35N/mm²以下の無筋または RC のプレキャストコンクリ ート製品に限定されている。また、レディーミクストコ ンクリートやプレストレストコンクリートへの使用が禁 止された。溶融スラグの原材料は品質が不確定な都市ご みなどに由来し、コンクリートへの影響を正確に判定で きる品質管理技術が現状で確立されていないことが原因 と考えられる。循環型社会形成が求められるなか,今後, 品質管理技術が確立されれば、レディーミクストコンク リートでの使用も可能になると考えられ、環境物品の使 用が一層促進すると期待される。本稿は、良質の骨材が 枯渇するなか、溶融スラグ細骨材を置換した UHSC を用 いて製造した PC はりの構造性能,特にコンクリートの 性質が現れやすいせん断特性に及ぼすスラグの影響を検 討した。

2. 試験概要

2.1 使用材料および配合

UHSC の使用材料を表-1に示す。シリカフュームは 低熱セメントとプレミックスされた製品を使用した。コ ンクリートの配合は、表-2に示す UHSC の基準配合で ある Base と溶融スラグ細骨材置換率を細骨材容積 30% とした配合 MS の2種類である。試験練りにより圧縮強 度 150N/mm² の超高強度が得られるよう水結合材比を 17%とした。単位水量と空気量をそれぞれ 155kg/m³ およ び 2%とし,ワーカビリティーから単位かさ容積を 0.53m³/m³に決定し,スランプフローが 675±75mm とな るよう高性能減水剤の使用量を調整した。コンクリート の製造は,容量 2.25m³の2軸ミキサを用い,1バッチあ たり 1.2m³練りとした。セメントとシリカフューム,細 骨材を 15 秒間空練りし,水と混和剤を投入して 180 秒練 り,粗骨材を投入して 60 秒練り混ぜて排出した。

表一1 使用材料

使用材料	種 類	性質または主成分	記号		
セメント	低熱ポルトランド セメント	密度:3.22g/cm ³ 比表面積:3590cm ² /g	LC		
混和材料	シリカフューム	密度:2.25g/cm ³ 比表面積:19.9m ² /g	SF		
如母母	石灰石砕砂 (岩手県一関産)	表乾密度:2.65g/cm ³ 吸水率:1.31% 粗粒率:2.74 実積率:68.2%	S		
神官材	溶融スラグ (広島県呉市産)	表乾密度:2.78g/cm ³ 吸水率:0.47% 粗粒率:2.97 実積率:61.8%	MS		
粗骨材	輝緑岩砕石 (岩手県盛岡産)	表乾密度:2.92g/cm ³ 吸水率:0.45% 粗粒率:6.50 実積率:59.1%	G		
混和剤	高性能減水剤	ポリカルボン酸系	SP		

表-2 コンクリートの配合

	W	単 位 量 (kg/m ³)						
配合名	LC+SF	水	セメント	混和 材料	細情	骨材	粗骨材	混和剤
	(/0)	W	LC	SF	S	MS	G	SP
基準配合 Base	17	155	817	95	572	0	914	10.9
溶融スラグ MS	哈 17	155	817	95	400	181	914	10.9

*1 三井住友建設(株) 技術開発センター 博士(工学)(正会員) *2 防衛省 中国四国防衛局調達部 (正会員) *3 広島大学大学院 工学研究科 特任教授 工博 (正会員)

*4 (株)ピーエス三菱 技術本部技術研究所 博士 (工学)(正会員)



2.2 試験体形状と製作

PC はり試験体寸法を図-1に示す。幅 200mm, はり 高 1050mm (有効高 d=956mm), はり長 8700mm とし, はり上縁に PC 鋼より線 (SWPR7BL ø 15.2mm) を 3 本, はり下縁に8本配置している。PCはり試験体は,表-3 に示す2体で、コンクリートの配合が異なる以外は同じ 仕様である。PC はり試験体はプレテンション方式でプレ ストレスを導入しており, 50m プレテンションベットで 1 試験体ごと製作した。BPC-MS は, BPC-Base を製作 した 14 日後に製作した。初期緊張力は 1994.3kN (PC 鋼 より線1本あたり181.3kN,引張応力度1307N/mm²)で ある。はり端部より1200mmの区間は、プレストレス導 入にともない発生する付着割裂ひび割れおよびはり高中 央付近に生じる引張応力による端部ひび割れを補強する 目的で帯鉄筋(SD295 D10)を配置した。PC 鋼より線の有 効プレストレスを測定するため、上縁および下縁最下段 のより線それぞれ1本の表面の表裏にひずみゲージ(測 定長 2mm)を取り付けた。PC 鋼より線を緊張した型枠内 部にコンクリートを打ち込み, BPC-Base は脱型時までシ ート養生とし、BPC-MS は仕上げ面を乾燥によるひび割 れを防止する目的で, コンクリート打込み直後にラップ で覆った。打込み約5時間後にラップを取り除いて天端 を仕上げ、溶融スラグの潜在水硬性能を発揮させるため 養生マットによる湿布養生と全体をシートで覆う養生を 行った。製作時期が夏季であったため、蒸気養生等によ る促進養生は行っていない。両試験体とも材齢48時間後 に脱枠し, 乾燥の影響が長手方向で一様になるよう両端 面をアルミテープで覆った。脱枠後, PC 鋼より線の緊張 力を開放してプレストレスを導入した。その後、載荷試 験まで約6ヶ月間屋内で養生した。

BPC-MS 製作と同時に、図-2に示すクリープ試験体 と同形状の軸力を与えない収縮試験体を製作した。試験 体は、断面中央に塩化ビニル製(PVC)パイプ内に PC 鋼棒 表-3 PCはり試験体諸元

試験体	配合	細骨材	摘要
BPC-Base	Base	石灰石砕砂	プレテンション方式PCはり ト結DC細材・ + 15-2-2本
BPC-MS	MS	石灰石砕砂と 溶融スラグ細骨材	



図-2 クリープ試験体形状寸法および測定位置

表-4 クリープ試験体および収縮試験体諸元

試験体	配合	養生	軸力(N/mm ²)
MO-Base	Paga		0
MPC-Base	Dase	PCはりと同一環境	17.4
MO-MS	MC	(気中養生)	0
MPC-MS	MS		17.5

(C種1号φ32mm)を設置した。クリープ試験体のPC 鋼棒ひずみをひずみゲージで測定した。また、コンクリ ートの乾燥収縮およびクリープによる収縮をコンクリー ト内部に埋め込んだひずみ計(測定長100mm)で測定し た。表-4にクリープ試験体と収縮試験体の諸元を示す。 2.3 載荷試験方法

PC はり載荷試験は,支間長 6300m,載荷スパン 600mm の2 点載荷とした。載荷スパン内のはり上面および下面 にコンクリート表面ゲージ(測定長 60mm)を設置した。 支間中央部の最下段 PC 鋼材高さで長さ 1000mm にわた ってコンクリート表面に π型変位計を設置し,曲げひび 割れ幅を測定した。また,図-1に示すようにはりの変 形を変位計で測定した。載荷方法は,載荷スパンのはり 下縁に発生した曲げひび割れが最下段の PC 鋼より線の 高さに達したことを確認して除荷した。曲げひび割れが 生じたはり下面にπ型変位計を取り付け,破壊まで単調 載荷した。

3. 試験結果および考察

3.1 硬化コンクリートの性状

PC はり試験体と同じ環境で養生した円柱供試体 (100×200mm) による有効材齢¹⁾と圧縮強度の関係を図-3 に示す。BPC-Base と BPC-MS の供試体製作日の違い により外気温の影響で養生温度が異なったため、プレス トレスを導入した材齢2日の圧縮強度は、BPC-Base で 93.7N/mm² (有効材齢 3.9 日) であるのに対して、BPC-MS は 79.1N/mm² (有効材齢 3.1 日) で約 15%低い値であっ た。有効材齢で整理すれば、圧縮強度との関係は両配合 でほぼ同じと判断でき、回帰した関係が式(1)である。

 $f_c(t) = 132 \cdot \exp \left[0.250 \{1 - (28/t)^{0.5}\}\right]$ (1)

ここに, t: 有効材齢, f_c(t): 有効材齢 t 日の圧縮強度 ヤング係数と圧縮強度の関係を図-4に示す。圧縮強 度が 60N/mm² 以上ではおよそ直線関係に近く, MS は Base の傾向と同様であり,回帰した関係が式(2)である。 また,20℃水中養生した材齢 28 日試験体も同様の関係に ある。高強度コンクリート(60~160N/mm²)で提案²⁾ されている式(3)と比較してもヤング係数は大きい。なお, 式(3)の設計基準強度(f_{ck})を有効材齢 t における圧縮強 度として比較した。

$E_{c}(t)=5.94 f_{c}(t)^{0.438}$	(2)
$E_c = 12.5 f_{ck}^{1/4}$	(3)

ここに, E_c(t), E_c: コンクリートのヤング係数

図-5に引張強度と圧縮強度との関係を示す。MS は 圧縮強度の増加にともない引張強度も増加する傾向が認 められる。Base は 100N/mm²付近の測定値に乱れがある。 Base の圧縮強度は MS と同様の傾向を示していることか ら,割裂引張強度試験方法において試験体全長に均等な 載荷が行われなかったこと等により,正確な引張強度が 測定できなかったと考えられた。土木学会による圧縮強 度と引張強度との関係(適用範囲 80N/mm²以下)¹⁾を図 中に示した。MS の関係は,100kN/mm²程度まで同様の 関係が得られている。PC はり載荷試験時の硬化コンクリ ート物性を表-5に示す。圧縮強度およびヤング係数は、 両試験体で差異がないのに対して,MS の引張強度は Base に比べて 13%小さい。破壊エネルギーは、100×100 ×400mm はりに切欠き深さ 50mm を設けた試験体9体の 平均値である。

3.2 コンクリートの収縮性状

プレストレス導入時を初期値とした収縮試験体および



- 5 けり載荷試驗時コンクリート物性

項目		Base	MS			
圧縮強度	(N/mm^2)	150.0	150.6			
ヤング係数	(kN/mm^2)	51.0	51.0			
引張強度	(N/mm^2)	6.0	5.2			
破壊エネルギー	(N/mm)	0.165	0.158			

クリープ試験体の収縮ひずみとコンクリート打設時から の有効材齢との関係を図-6に示す。プレストレス導入 時 PC 鋼棒張力および有効材齢 114 日におけるひずみ変 化を表-6に示す。M0-MS の乾燥収縮の推移は M0-Base と同程度である。MPC-MS のクリープと乾燥収縮による ひずみの推移も MPC-Base とほとんど差は認められない。



クリープひずみはクリープ試験体と収縮試験体のひずみ 差より求めた。PC 鋼棒張力は荷重調整を行っていないた め、一定応力下におけるクリープひずみと異なる。軸力 はコンクリート圧縮強度の 40%以下であることから、重 ね合わせの原理を適用して式(4)により算出した単位応 力当りのクリープひずみと有効材齢との関係を図-7に 示す。また、式(5)による回帰結果を表-6に示す。この 結果、MS のクリープひずみの終局値は Base の値に比べ 約 14%大きい。

 $\varepsilon_{\rm cr}(t_{n+1/2},t_0)/\sigma_{\rm cp} = \sum_{i=1}^{n} \left[\left(\varepsilon(t_{i+1}) - \varepsilon(t_i) \right) / \left(\sigma(t_{i+1}) + \sigma(t_i) \right) / 2 \right]$ (4)

$$\varepsilon_{\rm cr}(t,t_0) = \varepsilon_{\rm cr} \left[1 - \exp \left\{ \alpha (t-t_0)^{\beta} \right\} \right]$$
(5)

ここに、 $\varepsilon_{cr}(t_{n+1/2},t_0)/\sigma_{cp}$:単位応力当りのクリープ ひずみ ($\mu/(N/mm^2)$), t_0 :プレストレス導入時有効材齢, $\varepsilon(t_i)$:有効材齢 t_i におけるクリープひずみ、 $\sigma(t_i)$:有 効材齢 t_i における軸力によるコンクリート応力度(PC 鋼 棒のリラクセーションを考慮しない)、 ε_{cr} :単位応力当 りのクリープひずみの終局値、 α , β :係数

3.3 有効プレストレス

PC はりの載荷試験時のプレストレスを表-7に示す。 PC 鋼より線ひずみから式(6)で応力度を算出した。

$$f_{pc} = \varepsilon_{p} \cdot E_{ps} \tag{6}$$

ここに、 f_{pc} : PC 鋼より線の応力度、 ϵ_{p} : PC 鋼より線 に取り付けたひずみゲージの値、 E_{ps} : 初期緊張時応力度 とひずみの関係から求めた PC 鋼より線のヤング係数

ひずみ測定値から求めたプレストレスは、リラクセー ションによるプレストレスの損失は考慮されていない。 そのため、曲げひび割れ後、一度除荷してはり下面に取 り付けたπ型変位計の値から再度曲げひび割れが開口す る荷重を求め、弾性曲げ理論より算出したプレストレス を表-7に示す。載荷試験から求めたプレストレスは、 リラクセーションなどの影響でひずみゲージから求めた 値より 2~7%小さい。両配合で有効プレストレスに顕著

表-6 コンクリートの収縮性状結果

項目	Base	MS
プレストレス導入時 PC鋼棒張力 (kN)	615.8	620.4
プレストレス導入時 コンクリート圧縮強度 (N/mm ²)	79.2	79.1
コンクリート応力度 プレストレス導入直後 (N/mm ²)	17.4	17.5
コンクリート応力度 有効材齢114日 (N/mm2)	15.7	15.5
収縮試験体 コンクリート収縮ひずみ 有効材齢114日 (μ)	-237	-227
クリーブ試験体 コンクリートひずみ 有効材齢114日 (μ)	-521	-536
プレストレス導入時 有効材齢 t0 (day)	3. 70	3.71
単位応力当たりのクリープひずみの 最終値 ε _{cr} (μ/(N/mm ²))	17.05	19. 50
係数 α	0.344	0.503
係数 β	0.564	0.381



図ー/ 単位応力当りのグリーノひすみと 有効材齢の関係

PCはり試験体		BPC-Base		BPC-MS	
		変位計 ^{※2}	ひずみ*1	変位計 ^{※2}	
導入直後応力度 f_{p0-U} (N/mm ²)	1215	-	1270	_	
プレストレス 損失ひずみ $\Delta \epsilon_{p-U}$ (μ)	-163	-	-139		
有効プレストレス f_{p-U} (N/mm ²)	1883	1143	1244	1220	
¹¹ 有効係数 γ _{p-U} =f _{p-U} /f _{p0-U}		0.941	0.979	0.960	
導入直後応力度 f_{p0-L} (N/mm ²)	1192	-	1180	-	
プレストレス 損失ひずみ $\Delta \epsilon_{p-L}$ (μ)	-344	1	-340		
有効プレストレス f_{p-L} (N/mm ²)	1126	1041	1114	1056	
有効係数 $\gamma_{p-L} = f_{p-L}/f_{p0-L}$	0.943	0.873	0.944	0.895	
	P C はり 試験体 導入直後応力度 f_{p0-U} (N/mm ²) プレストレス $\Delta \epsilon_{p-U}$ (μ) 有効プレストレス f_{p-U} (N/mm ²) 有効係数 $\gamma_{p-U} = f_{p-U}/f_{p0-U}$ 導入直後応力度 f_{p0-L} (N/mm ²) プレストレス f_{p-0-L} (N/mm ²) 有効係数 $\gamma_{p-L} = f_{p-L}$ (N/mm ²) 有効係数 $\gamma_{p-L} = f_{p-L}$ (N/mm ²)	P C はり 試験体 BPC-	PCはり試験体 BPC-Base () () () () () () () () () () () () () (PCはり試験体 BPC-Base BPC 導入直後応力度 f_{p0-l} (N/ma ²) 1215 - 1270 プレストレス $\Delta \epsilon_{p-l}$ (µ) 1215 - 1270 プレストレス $\Delta \epsilon_{p-l}$ (µ) -163 - -139 有効プレストレス f_{p-l} (N/ma ²) 1883 1143 1244 有効係数 γ_{p-l} =f_{p-ll/fp0-l} 0.974 0.941 0.979 導入直後応力度 f_{p0-L} (N/ma ²) 1192 - 1180 プレストレス $\delta \epsilon_{p-L}$ (µ) -344 - -340 有効プレストレス f_{p-L} (N/ma ²) 1126 1041 1114 有効子レストレス γ_{p-L} = f_{p-L}/f_{p0-L} 0.943 0.873 0.944	

表-7 有効プレストレス算出結果

※1 ひずみ:PC鋼より線のひずみから求めたプレストレス

※2 π型変位計からひび割れ開口荷重を求め,弾性曲げ理論で求めたプレストレス

表-8 載荷試験結果と計算値との比較

せん断力 (kN)			BPC-Base	BPC-MS		
	曲げひび割れ	V _{bck,cal}	240	232		
計算値	斜めひび割れ	V _{su, cal}	223	207		
	曲げ破壊	V _{bu, cal}	637	637		
	曲げひび割れ	V _{bck, exp}	350	323		
実験値	_ <u>実験値</u> 計算値	$\frac{V_{\rm bck,exp}}{V_{\rm bck,cal}}$	1.46	1.39		
	斜めひび割れ	V _{su, exp}	602	555		
	<u>実験値</u> 計算値	V _{su, exp} V _{su, cal}	2.70	2.68		
	破壊	V _{u. exp}	622	632		

な違いは認められず,溶融スラグ骨材使用 による著しい緊張力の損失は認められない。

3.4 PC はりの破壊性状

載荷試験結果を表-8に示す。表に示す せん断力は載荷荷重の 1/2 の値である。 BPC-MS の曲げひび割れ発生荷重は, BPC-Base のひび割れ荷重に比べて 8%程度 小さい。せん断スパン内に生じた曲げひび

割れは荷重の増加にともなって載荷点に向かって進展 し、載荷点近傍とはり下縁付近に至る斜めひび割れが 生じた。BPC-MS の斜めひび割れ発生荷重は BPC-Base より約 8%小さく、曲げひび割れの低下割合と同程度 であった。このようにひび割れ発生荷重が低下する要 因として、コンクリートの引張強度の低下が考えられ る。斜めひび割れ発生後も荷重は徐々に増加し、はり 上縁の載荷スパン内のコンクリートに圧縮破壊が生じ 始めると斜めひび割れがはりの上縁と下縁に一気に達 して破壊に至った。BPC-MS の最大荷重は、BPC-Base と同等であり、溶融スラグ細骨材の置換率が 30%の範 囲でUHSC の耐荷性能に及ぼす影響は小さいと考えら れる。破壊後のひび割れを図-8に示す。

3.5 荷重とたわみの関係

載荷荷重と支間中央たわみの関係を図-9に示す。 両試験体の曲線は重なっており、全く同じ挙動を示し ている。はり側面の載荷点に近い変位計の組合せから 算出したせん断変形量とせん断力との関係を図-10 に示す。せん断力が約 500kN 程度からせん断変形量は 大きく増加しており、せん断スパン内にひび割れが進 展しだしたことを示している。両試験体のせん断変形 量は全く同じ挙動を示している。

3.6 圧縮縁コンクリートひずみと PC 鋼より線ひずみ

はり上縁の圧縮ひずみを図-11に示す。両試験体 の破壊時の圧縮ひずみは約3500µに達している。圧縮 縁コンクリートひずみにおいても両試験体の挙動に差 異は認められない。支間中央断面の最下段PC鋼より 線のひずみと載荷荷重の関係を図-12に示す。最下 段のPC鋼より線は斜めひび割れが生じ,破壊に至る までの間に降伏している。降伏ひずみは材料試験成績 表によるものである。せん断スパンの斜めひび割れは 等曲げ区間の曲げひび割れ幅に比べて開口幅が大きく, 斜めひび割れ位置では早期にPC鋼材が降伏していた と思われる。

3.7 曲げひび割れ

コンクリートの圧縮強度が 80N/mm² 以下の場合の曲 げひび割れは、プレストレスによる応力度とコンクリー トの曲げひび割れ強度との和に相当する引張応力度が作 用した際に発生し、その計算値 (Vbck,cal)は式(7)で与えら









れる¹⁾。計算結果と実測値を**表-8**に示す。曲げひび割 れの実測値は計算値の1.4~1.5倍であった。

 $V_{bck,cal} = W_p(f_{pe} + f_{bck})/a$ (7)

ここに、 W_p : PC 鋼材を考慮した換算断面係数、 f_{pe} : コンクリート下縁のプレストレス応力度、 f_{bck} : 曲げひび 割れ強度 $f_{bck}=k_{0b}\cdot k_{1b}\cdot f_t$, $k_{0b}=1+1/\{0.85+4.5(h/l_{ch})\}$, l_{ch} : 特性長さ $l_{ch}=G_FE_c/f_t^2$, G_F : コンクリートの破壊エネルギ ー, f_t : 引張強度, k_{1b} =(0.55/h)^{1/4}, h: はり高, a: せん 断スパン長, コンクリート物性は**表**-5の値を用いた。

π型変位計を設置した支間中央の1000mm区間で最も 大きいひび割れの幅と載荷荷重との関係を図-13に示 す。曲げひび割れ幅は,式(8)で与えられる¹⁾。

w=1.1k₁·k₂·k₃{4c+0.7(c_s· ϕ)}f_{pe}/E_{ps} (8) ここに,w:曲げひび割れ幅(mm),k₁:鋼材の表面形 状の影響を表す係数 (PC 鋼材 1.3),k₂:コンクリートの 品質がひび割れ幅に及ぼす係数(k₂=15/(f_c+20)+0.7),k₃: 引張鋼材の段数の影響を表す係数 (k₃=5(n+2)/(7n+8)), n:引張鋼材の段数,c:かぶり(mm),c_s:鋼材の中心間 隔(mm), ϕ :鋼材径(mm), f_{pe}:鋼材位置コンクリート 応力度が0の状態からの PC 鋼材応力度の増加量の計算 値(N/mm²)

ひび割れ幅の実測値は 0.15mm 程度まで計算値とよく 一致している。それ以降は、せん断スパン内に生じた曲 げひび割れの進展が顕著となり、載荷スパン内のひび割 れ幅の拡大は抑制される傾向が認められる。

3.8 斜めひび割れ発生荷重

圧縮強度が 80~130N/mm² の範囲のせん断補強筋を用 いない高強度鉄筋コンクリートはりの斜めひび割れ発生 強度算定式が提案されている ^{3),4)}。提案式はコンクリー トの収縮がせん断強度に及ぼす影響を考慮し,収縮の影 響に応じて引張鉄筋比が減少する等価引張鉄筋比という 概念が用いられている。本試験のような PC はりでは, コンクリートの収縮はプレストレスの損失という形で低 減されると考え,引張鋼材比 (p_s)を用いた。プレスト レスによるせん断耐力への影響は,土木学会のデコンプ レッションモーメント(M_0)を用る方法によった¹⁾。 M_0 の 算出には,**表**-7に示す π 型変位計測定値から求めた有 効プレストレスを用いて算出した。提案式に軸力の影響 を表す項(β_n)を考慮した斜めひび割れ荷重算定式を式 (9)に示す。

$V_{su}=0.206(E_cG_F)^{2/5}f_t^{1/5}(100p_s)^{1/3}d^{-2/5}$

 $\times (0.75+1.4/(a/d))b_{\rm w} d\beta_{\rm n}$ (9)

ここに、V_{su}:斜めひび割れ発生荷重、G_F:コンクリ ートの破壊エネルギー、 b_w:部材幅、β_n=1+2M₀/M_{ud}, M_{ud}:軸方向力を考慮しない純曲げ耐力(=2aV_{fu cal})

提案式の適用範囲を 150N/mm² まで拡張し,表-5の コンクリート物性を用いて算出したせん断耐力を表-8 に V_{su,cal} として示す。斜めひび割れ荷重は,計算値の約 2.7 倍の耐力を有していた。

4. まとめ

(1) 細骨材容積の 30%を溶融スラグ細骨材で置換したコンクリートの圧縮強度およびヤング係数は置換しない配合と同等である。割裂引張強度は 13%の低下が





図-13 載荷荷重と曲げひび割れ幅の関係

認められた。

- (2) 溶融スラグ細骨材を使用した PC はりは溶融スラグ 細骨材を使用しない PC はりと同等の有効プレスト レスが期待できる。
- (3) 溶融スラグ細骨材を使用した PC はりの曲げひび割 れ荷重および斜めひび割れ発生荷重は,溶融スラグ 細骨材を使用しない PC はりに比べ 8%程度低下する。
- (4) 溶融スラグ細骨材を用いた PC はりのせん断変形, コンクリートひずみおよび PC 鋼材ひずみの挙動は基準配合と全く同じである。

参考文献

- 1) 土木学会:2007年制定コンクリート標準示方書[設 計編],2008
- (社) プレストレストコンクリート技術協会:高強 度コンクリートを用いた PC 構造物の設計施工基準, pp.28-29, 平成 20 年 10 月
- Sato, R. and Kawakane, H.: A new concept for the early age shrinkage effect on diagonal cracking strength of reinforced HSC beams, journal of Advanced Concrete Technology, Vol.6, No.1, pp.45-67, 2008
- 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, V-65, pp.179-197, 2009