

論文 超高強度繊維補強コンクリートを用いた PC はり部材の力学特性

掛井 孝俊^{*1}・村田 裕志^{*2}・二羽 淳一郎^{*3}・兵頭 彦次^{*4}

要旨：超高強度繊維補強コンクリート(UFC)の繊維の種類・混入率を変化させ、引張軟化曲線の算出ならびに PC はり部材の載荷試験を実施し、UFC の引張特性を考慮した終局耐力評価法について検討した。算定値と実験値の比較から、部材の曲げ耐力は、UFC の引張抵抗を考慮した断面解析によって算定でき、せん断耐力は、斜めひび割れ面における UFC の引張抵抗と斜めひび割れの角度を用いた算定式によって評価できた。また、せん断破壊時の斜めひび割れ幅は、引張軟化曲線において応力が減少し始める開口変位とほぼ一致すること、斜めひび割れの角度は、プレストレス量の増加あるいは鋼材比の増大に伴って減少する傾向があることを明らかとした。

キーワード：超高強度繊維補強コンクリート、引張軟化曲線、プレストレス、せん断耐力

1. はじめに

約 200N/mm² の圧縮強度を有する、超高強度繊維補強コンクリート¹⁾(Ultra High Strength Fiber Reinforced Concrete:以下 UFC)を用いたはり部材は、繊維の補強効果により非常に高いせん断耐力を示す²⁾。ただし、その耐力算定においては、斜めひび割れの角度が 45 度より小さくなるため²⁾、既往の算定式³⁾を基にしたせん断耐力の評価が困難である。そのため、超高強度繊維補強コンクリートの設計・施工指針(案)¹⁾(以下 UFC 指針)では、補強繊維による引張抵抗と斜めひび割れの角度を直接的に考慮した設計手法を提案している。しかしながら、UFC 指針の設計手法は、鋼繊維を体積比 2% 混入した UFC 部材の実験データに基づいて構築されているため、同手法の一般性は明らかではなく、斜めひび割れの角度の算出法も実験的な検討が不十分である。そこで本研究では、UFC の繊維種類と混入率を変化させて、引張軟化曲線の算出

ならびに PC はり部材の載荷試験を実施し、UFC の引張特性を考慮した終局耐力評価方法について検討した。また、プレストレス量と鋼材比が、斜めひび割れの角度に及ぼす影響を検討した。

2. 実験概要

2.1 使用材料および配合

表 - 1 に UFC の示方配合を示す。UFC は、水、プレミックス材(原料：セメント、シリカフューム、珪石微粉末)、補強用繊維および高性能減水剤から構成される。プレミックス材には市販のものを使用し、補強用繊維には鋼繊維と PVA 繊維を用いた。水準は、鋼繊維を体積比 2% 混入(FM2%) 鋼繊維を体積比 1% 混入(FM1%)、PVA 繊維を体積比 3% 混入(FO3%)、の 3 種類とした。各配合の流動性は、JIS R 5201 によるフロー値(0 打)を指標とし、260 ± 10mm で管理した。養生方法は、20 湿潤養生を 48 時間行い、脱型後、90 ° で 48 時間の蒸気養生を行った。

表 - 1 示方配合

名称	フロー値 [mm]	補強用繊維				単体量 [kg/m ³]			混和剤 [kg/m ³] 高性能 減水剤
		繊維の種類	繊維径 [mm]	繊維長 [mm]	混入率 [vol.%]	水	プレミックス材	繊維	
FM2%	260±10	鋼繊維	0.2	15	2.0	180	2254	157	24
FM1%					1.0			78.5	
FO3%		PVA繊維	0.3	15	3.0			39	

*1 東京工業大学大学院 理工学研究科土木工学専攻 (正会員)

*2 東京工業大学大学院 理工学研究科土木工学専攻 修(工) (正会員)

*3 東京工業大学大学院 理工学研究科土木工学専攻 教授 工博 (正会員)

*4 太平洋セメント(株) 中央研究所研究開発部 RPC 設計技術チーム (正会員)

2.2 切欠きはりの3点曲げ試験

引張軟化曲線を算出するために RILEM 推奨の曲げ試験法⁴⁾に準拠して、図-1に示す切欠きはりの3点曲げ試験を行った。引張軟化曲線の算出法は、拡張J積分法⁵⁾ならびに逆解析法⁶⁾とした。なお、逆解析にはJCIの公開プログラム⁷⁾を用いた。

2.3 PC部材の荷重実験

(1) 供試体概要

表-2に供試体諸元を示す。試験のパラメータは、UFCの繊維種類および混入率、軸方向鋼材比 $p_w(=A_s/b_w d)(6.24 \sim 13.34\%)$ 、プレストレスによる下縁応力度 $\sigma_l(5.0 \sim 20.0\text{N/mm}^2)$ とした。

図-2に示すように供試体の形状は、全長1800mm、せん断スパン比 $a/d=4.0$ 、有効高さ $d=170\text{mm}$ とし、断面はウェブ厚 $b_w=25\text{mm}$ のI型とした。鋼材にはPC鋼棒SBPR1080を2本使用した。鋼材の断面積 A_s および降伏強度 f_y を表-2に示す。

プレストレスはポストテンション方式により導入し、グラウト注入を行った。グラウト注入後、材齢7日以上で荷重試験を行った。

(2) 荷重方法および測定項目

荷重は2000kN耐圧機にて静的単調2点荷重を行った。可動支点と供試体間には減摩パッドを挿入し、支点の拘束による水平反力の発生を防いだ。

主な測定項目は、荷重 P 、供試体スパン中央部のたわみ、UFCはりの上縁および下縁の表面ひずみ、鋼材のひずみ、斜めひび割れ幅 w とし、目視により破壊モードおよびひび割れ進展の観察を行った。なお、斜めひび割れ幅 w は、供試体上縁より高さ方向 $d/2$ の位置に設置した2軸型亀裂変位計により測定した。 w の算定にあたっては、2軸型亀裂変位計から得られた測定値を、斜めひび割れの角度 β を用いて、ひび割れの直交方向に変換した。ここで、 β は亀裂変位計の設置位置における斜めひび割れの角度である。

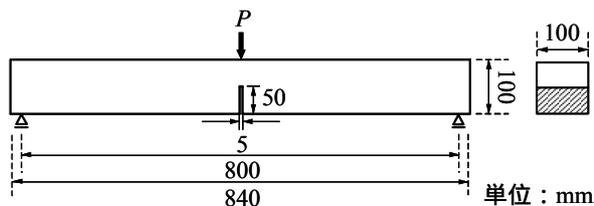


図-1 切欠きはりの形状図

表-2 供試体諸元

名称	UFC	鋼材諸性状				目標プレストレス導入量		
	種類	p_w [%]	使用鋼材	A_s [mm ²]	f_y [N/mm ²]	P_e [kN]	σ_l [N/mm ²]	σ_u [N/mm ²]
FM2-06-PC05	FM2%	6.24	2φ13 SBPR1080	265.4	1228	42	5.0	-0.8
FM2-06-PC10						83	10.0	-1.6
FM2-06-PC20						166	20.0	-3.2
FM1-06-PC10						83	10.0	-1.6
FO3-06-PC10						83	10.0	-1.6
FM2-13-PC05	FM2%	13.34	2φ19 SBPR1080	567.0	1178	42	5.0	-0.8
FM2-13-PC10						83	10.0	-1.6
FM2-13-PC20						166	20.0	-3.2
FM1-13-PC10						83	10.0	-1.6
FO3-13-PC10						83	10.0	-1.6

記号 p_w : 鋼材比, A_s : 断面積, f_y : 降伏強度, P_e : 導入力, σ_l : 下縁応力度, σ_u : 上縁応力度
供試体名称のつけ方 [UFC種類] - [鋼材比] - [下縁応力度]

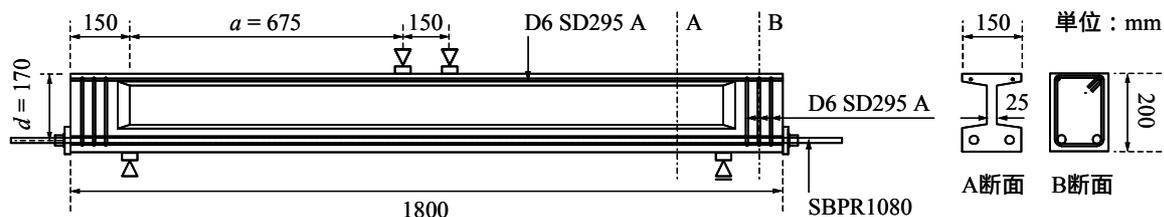


図-2 PCはり部材の形状図

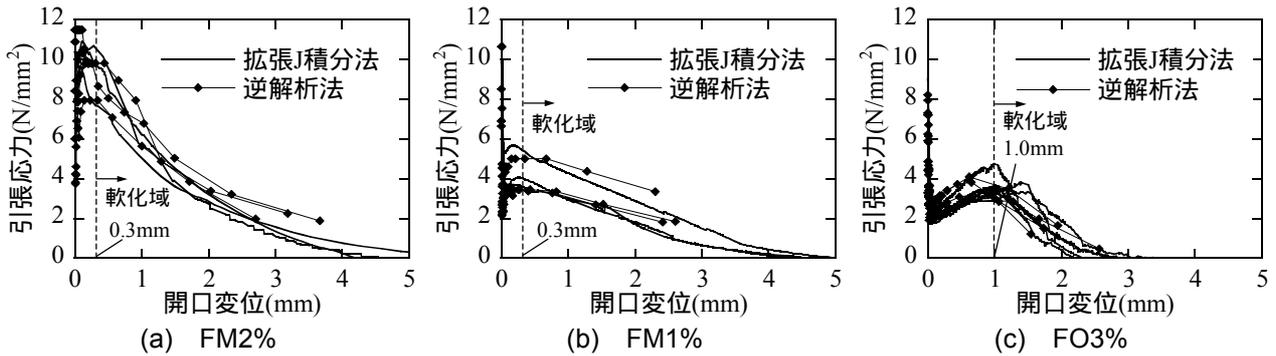


図 - 3 引張軟化曲線

表 - 3 PC 部材の載荷試験結果

名称	プレストレス		材料試験結果		ひび割れ発生時			最大荷重時				
	σ_t [N/mm ²]	σ_x' [N/mm ²]	f_c' [N/mm ²]	E_c [kN/mm ²]	P_{cr} [kN]	P_d [kN]	V_d [kN]	P_{max} [kN]	V_{max} [kN]	β_u [度]	w_u [mm]	破壊 モード
FM2-06-PC05	4.1	2.2	185.2	52.8	57.3	-	-	102.6	-	-	-	曲げ
FM2-06-PC10	9.0	4.8			66.8	98.0	49.0	134.6	-	33	-	曲げ
FM2-06-PC20	19.4	10.3			94.7	110.0	55.0	159.0	-	29	-	曲げ
FM1-06-PC10	9.4	5.0	180.8	53.1	70.6	66.8	33.4	120.9	60.5	35	1.16	せん断
FO3-06-PC10	9.1	4.8	134.2	43.0	59.8	56.0	28.0	-	-	-	-	-
FM2-13-PC05	6.7	3.5	203.3	53.4	70.3	105.8	52.9	167.4	83.7	24	0.45	せん断
FM2-13-PC10	11.9	6.3			92.8	98.4	49.2	202.5	101.3	36	0.47	せん断
FM2-13-PC20	24.4	12.8			120.5	125.8	62.9	207.7	103.8	22	0.10	せん断
FM1-13-PC10	12.2	6.4	196.7	53.1	80.4	99.4	49.7	125.4	62.7	24	0.51	せん断
FO3-13-PC10	11.9	6.2	148.9	47.3	83.5	88.4	44.2	129.1	64.5	26	1.34	せん断

記号 σ_t : 下縁応力度, σ_x' : 軸方向の平均圧縮応力(断面図心位置におけるプレストレスによる圧縮応力),
 f_c' : 圧縮強度, E_c : ヤング係数, P : 載荷荷重, $V=P/2$: せん断力, β_u : 斜めひび割れの角度, w_u : 斜めひび割れ幅
 添え字 cr : 曲げひび割れ発生時, d : 斜めひび割れ発生時, max : 最大荷重時

3. 実験結果

3.1 切欠きはりの3点曲げ試験結果

図 - 3 に切欠きはりの3点曲げ試験の結果から算定した引張軟化曲線を示す。図に示すように引張軟化曲線の算定手法による顕著な差は無かった。

UFC の引張軟化現象は、(1)ひび割れ発生後一度応力が低下する、(2)再び応力が増加し、応力を保持する、(3)開口変位の増加に伴って、徐々に応力が低下する、領域に区分できる。これはそれぞれ、(1)マトリクス部の応力分担の低下、(2)繊維がひび割れ部で架橋することによる繊維の応力分担の増加、(3)繊維の引抜けあるいは破断による繊維の応力分担の低下、に起因すると考えられる。

繊維混入率を増加させると、保持できる応力レベルが増加した。一方、鋼繊維とPVA繊維を比較すると、鋼繊維は開口変位が0.3mm程度から応力の低下が生じたのに対し、PVA繊維では、開口変位が1.0mm程度から応力の低下が生じた。

3.2 PCはり部材の載荷試験結果

(1) 破壊モードおよびひび割れ状況

表 - 3 にPCはり部材の載荷試験結果を示す。また、図 - 4 に破壊時のひび割れ状況例を示す。なお、FO3-06-PC10は安全のため終局前に載荷を終了した。

破壊モードは、FM2-06シリーズで曲げ破壊、その他の供試体でせん断破壊となった。ただし、曲げ破壊は、鋼材の降伏あるいは圧縮縁UFCの破壊が発生する以前に、等モーメント区間に発生した1本の曲げひび割れが大きく開口することで荷重が低下する破壊形式であった(図 - 4(a))。一方、せん断破壊は、両スパンに多数の斜めひび割れが入ることで耐力が上昇し、最終的に1本の斜めひび割れが大きく開口して終局に至る斜め引張型の破壊形式であった(図 - 4(b))。

ひび割れ状況は、いずれの供試体においても、破壊に支配的となった1本のひび割れ以外は、非常に微細なひび割れであった。

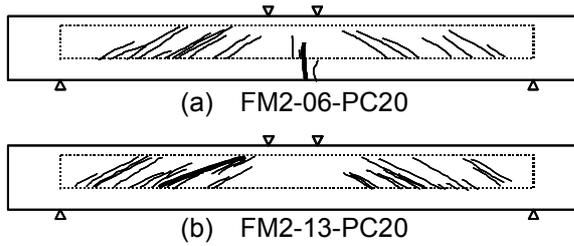


図 - 4 ひび割れ状況

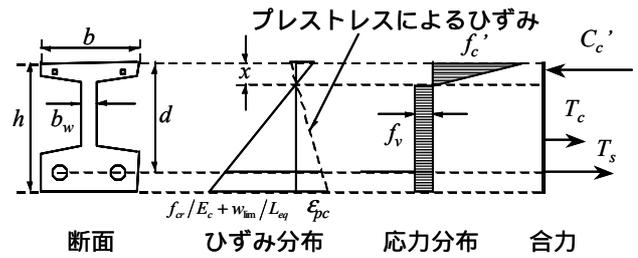


図 - 6 断面解析の仮定

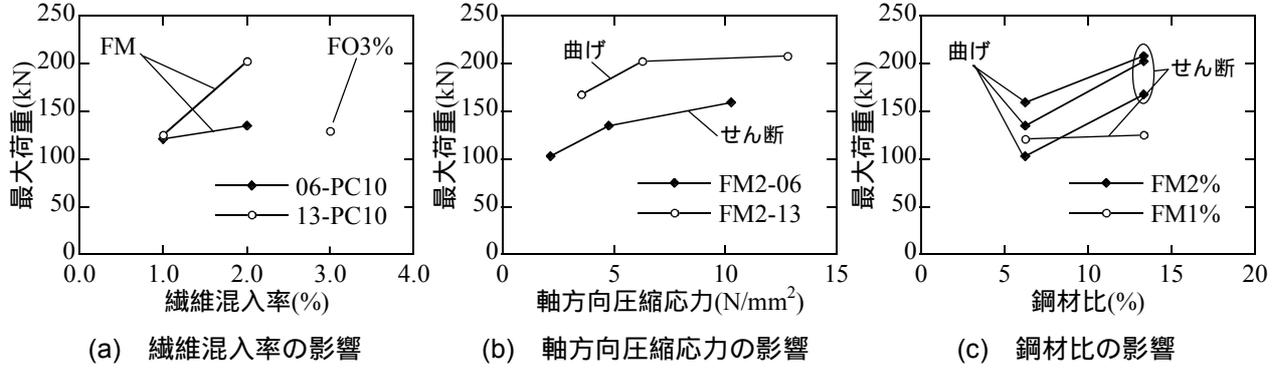


図 - 5 各パラメータと最大荷重の関係

(2) 各パラメータの影響

図 - 5 に各パラメータと最大荷重の関係を示す。図 - 5(a) に示す繊維混入率の影響は、繊維種類が異なるため、顕著な傾向が得られなかったものの、最大荷重は FM2% が最も高く、FM1% と FO3% は同程度となることがわかった。一方、図 - 5(b) より、軸方向圧縮応力が增加するほど最大荷重が大きくなる傾向が、図 - 5(c) より、鋼材比が高くなるほど最大荷重が大きくなり、破壊モードが変化した。

4. 終局耐力の算定

4.1 曲げ耐力の算定

(1) 概要

実験の曲げ破壊は、UFC の圧縮縁が破壊せずに、曲げひび割れの開口によって耐力が低下する破壊形式であった。このような破壊形式の曲げ耐力が、断面解析によって算定可能か検討を行った。

(2) ひずみ分布の算定

実験の現象を踏まえて、引張縁のひずみ ϵ_l から終局状態を判断し、平面保持の仮定を用いてひずみ分布を算定した。終局の定義は、引張縁におけるひび割れ幅 w_l が、引張軟化曲線上で応力の低下を生じる開口変位である 0.3mm となったときと定めた。ここで、 ϵ_l は以下の関係式より求めた。

$$\epsilon_l = \epsilon_{pc} + \frac{f_{cr}}{E_c} + \frac{w_l}{L_{eq}} \quad (1)$$

ただし、 ϵ_{pc} ：プレストレスによる断面下縁のひずみ、 f_{cr} ：割裂引張強度、 E_c ：ヤング係数、 L_{eq} ：等価検長、である。等価検長はひび割れ幅をひずみに変換するもので、次に示す UFC 指針式¹⁾に従った。

$$L_{eq}/h = 0.8 \cdot \left\{ 1 - 1 / (1.05 + 6h/l_{ch})^4 \right\} \quad (2)$$

ここで、 h ：はり高さ、 l_{ch} ：特性長さ(= $G_F \cdot E_c / f_t^2 = 1.06 \times 10^4$ mm)、 G_F ：破壊エネルギー、 f_t ：引張強度、である。

(3) 応力分布の仮定

応力分布は、図 - 6 に示すように、圧縮側が三角形、引張側が一様であると仮定した。このとき、UFC の引張応力 f_v は、 w_l を用いて次式で定めた。

$$f_v = \frac{1}{w_l} \int_0^{w_l} \sigma(w) dw \quad (3)$$

ここで、 $\alpha(w)$ ：引張軟化曲線の関数である。図 - 3(a) の結果より $w_l=0.3$ mm のとき $f_v=9.2$ N/mm² となった。

(4) 曲げ耐力の算定結果

以上の手法による曲げ耐力算定結果を表 - 4 に示す。実験値と計算値の比の平均は 0.97 であり、本手法により妥当な精度で曲げ耐力を算定できた。このとき、計算では UFC が全引張力の約 4 割を分担していたことから、今回の破壊は、UFC の引張分担力の低下により終局に至ったものと思われる。

表 - 4 曲げ耐力算定結果

名称	P_{exp} [kN]	P_{cal} [kN]	P_{exp}/P_{cal}
FM2-06-PC05	102.6	114.7	0.89
FM2-06-PC10	134.6	135.6	0.99
FM2-06-PC20	159.0	155.0	1.02

添え字 exp : 実験値, cal : 計算値

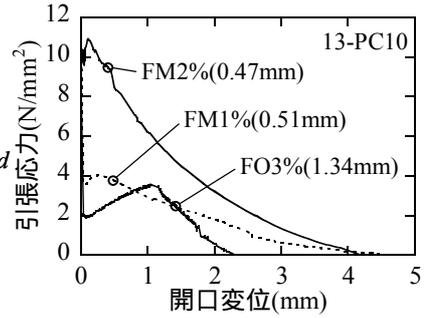
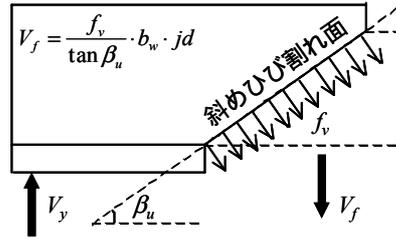


図 - 7 斜めひび割れ面の力の釣合い 図 - 8 斜めひび割れ幅の計測結果

表 - 5 せん断耐力算定結果

名称	(a) 実験結果			(b) CAL1(UFC指針式)					(c) CAL2(β_1 :実験値)		
	V_{exp} [kN]	β_{exp} [度]	τ_{exp} [N/mm²]	w_{lim} [mm]	f_v [N/mm²]	β_{cal} [度]	V_{cal} [kN]	β_{exp}/β_{cal}	V_{exp}/V_{cal}	V_{cal2} [kN]	V_{exp}/V_{cal2}
FM1-06-PC10	60.5	35	14.2	0.3	3.9	35.0	30.91	1.00	1.96	30.9	1.96
FM2-13-PC05	83.7	24	19.7	0.3	9.2	37.5	55.22	0.64	1.52	87.2	0.96
FM2-13-PC10	101.3	36	23.8	0.3	9.2	36.2	57.24	0.99	1.77	57.6	1.76
FM2-13-PC20	103.8	22	24.4	0.3	9.2	32.7	63.88	0.67	1.63	95.0	1.09
FM1-13-PC10	62.7	24	14.8	0.3	3.9	33.9	32.24	0.71	1.94	43.2	1.45
FO3-13-PC10	64.5	26	15.2	1.0	3.4	34.2	27.80	0.76	2.32	35.1	1.84

添え字 exp : 実験値, cal : 計算値

4.2 せん断耐力の算定

(1) せん断耐力算定式

UFC指針では、せん断耐力 V_u を次式で算定する¹⁾。

$$V_u = 0.18\sqrt{f'_c} \cdot b_w \cdot d + \frac{f_v}{\tan \beta_u} \cdot b_w \cdot jd \quad (4)$$

ここで、 f'_c : 圧縮強度, b_w : ウェブ厚, d : 有効高さ, f_v : ひび割れた UFC の平均引張応力, β_u : 斜めひび割れの角度, jd : モーメントアーム長 ($j=1/1.15$), である。第1項はマトリクス部のせん断抵抗に、第2項は繊維によるせん断抵抗に起因する項である。第2項は図-7に示すように、斜めひび割れ面における鉛直方向の力の釣合いから導かれる。 f_v と β_u は、それぞれ次式で算定する。

$$f_v = \frac{1}{w_{lim}} \int_0^{w_{lim}} \sigma(w) dw \quad (5)$$

$$\beta_u = \frac{1}{2} \tan^{-1} \left(\frac{2\tau}{\sigma'_x - \sigma'_y} \right) - \beta_0 \quad (6)$$

ここで、 w_{lim} : 限界ひび割れ幅(=0.3mm), $\sigma(w)$: 引張軟化曲線の関数, τ : 設計せん断応力(= $V/b_w d$), σ'_x : 軸方向圧縮応力, σ'_y : 鉛直方向圧縮応力, β_0 : 定数(=5度), である。そこで、FM2%と異なる形状の引張軟化曲線を持つ FM1%や FO3%に対して式(4)~(6)を適用するため f_v の算定法を検討した。

(2) ひび割れた UFC の平均引張応力の算定

式(5)では、 f_v を算定する際に w_{lim} を決定する必要がある。図-8は、終局時の斜めひび割れ幅 w_u の計測結果を引張軟化曲線上にプロットした図である。図より w_u は、いずれの軟化曲線に対しても、引張応力の減少が生じ始めた開口変位とほぼ一致した。このことから、UFC部材のせん断破壊は、斜めひび割れ面における UFC の引張応力が低下することによって終局に至る破壊形式であったと推察できる。したがって、 w_{lim} は、引張軟化曲線における UFC の引張応力が減少し始める開口変位と定義することが妥当であると考えた。以上の議論と図-3の結果より、FM2%および FM1%では $w_{lim}=0.3\text{mm}$, FO3%では $w_{lim}=1.0\text{mm}$ と定め、表-5に f_v の算定結果を示す。表より f_v の算定値は、FM2%が最も高く、FM1%と FO3%は同程度の値となった。この傾向は、図-5(a)に示した繊維混入率とせん断耐力の関係と一致している。そこで、図-9に f_v とせん断耐力の関係を示す。図によれば、 f_v が大きくなる程せん断耐力が増加する傾向となった。したがって、UFC部材のせん断耐力は引張軟化曲線の形状と密接な関係があることが明らかとなり、今回提案した w_{lim} の定義は妥当であるといえる。

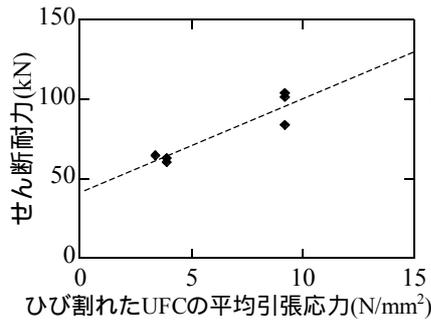
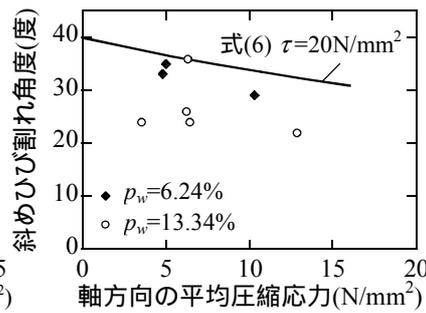
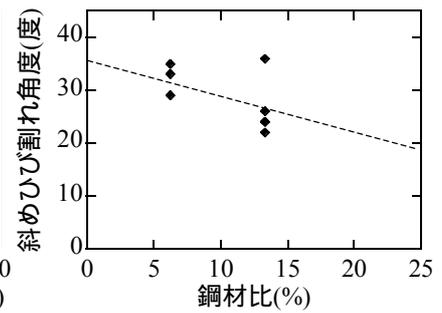


図 - 9 ひび割れた UFC の平均引張応力とせん断耐力の関係



(a) 軸方向圧縮応力



(b) 鋼材比

図 - 10 斜めひび割れ角度の傾向

(3) せん断耐力算定結果

以上の手法によるせん断耐力の算定結果を表 - 5 に示す。実験値と解析値の比の平均は 1.89 であり、繊維の種類や混入率にかかわらず、非常に安全側の評価となった(CAL1)。実験値の β_u を用いてせん断耐力を算定すると、せん断耐力の予測精度が向上することから(CAL2)、このように安全側の評価となった理由は、式(6)による β_u の予測精度が低いことが一因であると考えられる。したがって、せん断耐力の予測精度を上げるためには、 β_u の傾向を知り、 β_u を精度良く算定することが重要となる。

(4) 斜めひび割れ角度の傾向

図 - 10 に実験から得られた β_u の傾向を示す。図より、軸方向圧縮応力の増加あるいは鋼材比の増大に伴って β_u が減少する傾向が認められた。 β_u が減少すると、ひび割れた UFC の引張応力作用域が増大し、せん断耐力が高くなることから、図 - 5(b)(c)に示した軸方向圧縮応力および鋼材比の増大に伴うせん断耐力の増加は、この β_u の減少に起因していると考えられる。式(6)では、軸方向圧縮応力に伴う β_u の減少を考慮しているものの、鋼材比の影響は考慮されていない。したがって、図 - 10(a)に示すように、式(6)で算定した β_u は、鋼材比が大きい $p_w=13.34\%$ のケースにおける実験値を過大に評価する傾向にある。そのため、式(6)を用いてせん断耐力を算定すると、本試験のような比較的鋼材比の大きい部材に対するせん断耐力を過小評価してしまう。一般に、UFC 部材はウェブ厚を薄くすることが可能であり、相対的に鋼材比が大きくなる。そのため、鋼材比の影響を考慮した β_u の算定法を検討することが必要と考えられる。

5. まとめ

- (1) 曲げひび割れの開口によって耐力が低下する曲げ破壊形式が観察された。これはひび割れ開口に伴う UFC の引張応力の低下に起因し、断面解析による曲げ耐力の評価が可能であった。
- (2) せん断破壊時の斜めひび割れ幅は、引張軟化曲線と密接に関係し、引張軟化曲線におけるひび割れた UFC の応力が減少し始める開口変位とほぼ一致した。
- (3) 鋼材比の増大に伴い斜めひび割れの角度が減少した。この効果を考慮していない UFC 指針式は、鋼材比の大きい部材のせん断耐力を過小評価する。

謝辞：PC はり部材の載荷試験の実施にあたり、オリエンタル建設(株)の中島豊茂氏、高澤昌憲氏、遠藤琢磨氏にご協力いただきました。ここに記して深謝致します。

参考文献

- 1) 土木学会：超高強度繊維補強コンクリートの設計・施工指針(案),コンクリートライブラリー113,2004.9
- 2) 掛井孝俊ほか：超高強度繊維補強セメント系複合材料を用いたはり部材のせん断特性,コンクリート工学年次論文集,Vol.26, No.2, pp.787-792,2004.7
- 3) 土木学会：2002年制定コンクリート標準示方書[構造性能照査編],2002
- 4) RILEM Draft Recommendation : Determination of the Fracture Energy of Mortar and Concrete by Means of Three-point Bend tests on Notched Beams , Materials and Structures , Vol.18 , No.106 , pp.285-290 , 1985
- 5) 二羽淳一郎ほか：コンクリートの引張軟化曲線決定に関する実験的研究 , 土木学会論文集 , No.606/V-41 , pp.75-88 , 1998.11
- 6) 栗原哲彦ほか：多直線近似による引張軟化曲線の推定と短繊維補強コンクリートの曲げ破壊性状 , 土木学会論文集 , No.532/V-30 , pp.119-129 , 1996.2
- 7) http://www.jci-web.jp/jci_standard/kitsutaka_dl.html