

論文 300N/mm² の圧縮強度を有する超高強度繊維補強モルタルの有限要素解析モデルとせん断耐力評価に関する研究

滝澤 航大^{*1}・柳田 龍平^{*2}・五十嵐 心一^{*3}

要旨：圧縮強度 300N/mm² を有する超高強度繊維補強モルタル系材料である繊維補強無孔性コンクリート (Porosity Free Concrete, 以下 PFC) はりを対象に, ひび割れ面のせん断伝達モデルにせん断剛性低減率-ひび割れひずみ関係を適用した有限要素解析によるせん断性状の再現解析から, 解析モデルが PFC を用いた Reinforced Concrete (RC) はりの耐力評価に有効であることを示した。また, せん断スパン比, 有効高さ, 引張鋼材比を水準とした解析から, これらの影響を反映したせん断耐力評価式を提案した。提案した評価式と実験結果を比較し, RC, Prestressed Concrete (PC) はりともにせん断耐力を評価できる可能性が示唆された。

キーワード：繊維補強無孔性コンクリート, せん断伝達特性, せん断スパン比, 有効高さ, 有限要素解析

1. はじめに

高強度繊維補強セメント系材料は, 繊維混入による高いひび割れ分散性や繊維の架橋効果によるひび割れの開口抑制性能を有し, 構造物の高耐久化を実現する材料である。その設計の合理化のため, 圧縮強度に応じて様々な指針が示されており, 圧縮強度が 60~150N/mm² の VFC (Very High Strength Fiber Reinforced Cementitious Composites) を対象とした「高強度繊維補強セメント系複合材料の設計・施工指針 (案) ¹⁾」(以下, VFC 指針) や圧縮強度が 150N/mm² 以上の UFC (Ultra High Strength Fiber Reinforced Concrete) を対象とした「超高強度繊維補強コンクリートの設計・施工指針 (案) ²⁾」(以下, UFC 指針) が土木学会から発刊されている。VFC 指針では, 繊維とマトリックスの組合せで多種多様な VFC が製作可能なことから材料の適用範囲が広く, 材料に要求される性能は明確に規定されていない。指針の適用範囲に含まれる材料を用いて部材を設計するにあたっては, 実験や数値解析的手法 ³⁾によって安全性を確認することが求められるなど, 解析的手法を部材設計に活かすことがますます必要となってきた。

ところで, 2015 年に開発された圧縮強度 300N/mm² を有する PFC では, これまでに圧縮・引張に対する力学特性が実験的に明らかにされている ⁴⁾ほか, ひび割れ面のせん断伝達特性も実験的に明らかにされている ⁵⁾。また, RC はり (PFC-RC) や PC はり (PFC-PC) のせん断挙動についても実験的検討があり, せん断スパン比, 有効高さおよび引張鋼材比等の構造的因子が耐力に影響することが示されている ⁶⁾。しかし, 試験体数も限られていることから, せん断耐力評価式の提案にまでは至っていない。そこで本研究では, PFC 部材のせん断耐力評価手法

について数値解析的に検討するため, 実験結果を良好に再現可能な PFC はりの有限要素解析手法を明らかにすることを目的とした。まず, ひび割れた PFC のせん断伝達特性のモデル化手法を明らかにするため, 実験結果に立脚してせん断伝達モデルの解析への適用方法を検討し, PFC はりの再現解析から解析モデルの妥当性を確かめる。さらに, その解析モデルを用いて, せん断スパン比, 有効高さおよび引張鋼材比についてパラメトリック解析を実施し, せん断耐力の評価を試みることにした。

2. 対象とした PFC はりと解析モデル

2.1 対象とした PFC はり

本研究では, 若山ら ⁶⁾が行った PFC-RC はりの実験を対象に再現解析を行い, 最大荷重, ひび割れ状況, せん断応力-変位関係を比較した。なお, せん断応力はせん断力をウェブ幅 b_w と有効高さ d の積で除して算出した。表-1 に供試体諸元, 圧縮強度 f'_c , ひび割れ発生強度 f_{cr} , 弾性係数 E_c を, 図-1 に供試体形状図を 5 章で後述する PC はりとともに示す。パラメータは, せん断スパン比 a/d (3.0~6.0), 有効高さ d (180~360mm), 引張鋼材比 p_w (6.03%, 9.05%) であり, 供試体名を $[a/d] - [p_w] - [d]$ とした。各供試体の破壊形態は, 載荷点近傍の圧縮破壊と同時にまたはその直後に一つの斜めひび割れが急激に開口・進展し, 耐力を失う脆性的なものであった。これに比べて, 4.0-11.7-210 は, a/d がより小さい供試体と比べてもせん断耐力が特異的に大きくなり, 圧縮破壊領域が著しく大きな特徴的な破壊形態を示したことから, せん断耐荷機構が他の供試体と著しく異なっていたことが示唆されており, この再現解析では対象外とした。PFC はりの断面形状は逆 T 形であり, 引張鉄筋にネジ節の異形

*1 金沢大学大学院 自然科学研究科 地球社会基盤学専攻 (学生会員)

*2 金沢大学 理工学域 地球社会基盤学系 助教 Ph.D. (正会員)

*3 金沢大学 理工学域 地球社会基盤学系 教授 博士(工) (正会員)

表-1 PFC はりの供試体諸元

供試体名	寸法							圧縮鋼材			引張鋼材			鋼材比 p_w	材料試験値			要素 寸法	圧縮 強度 時ひずみ ε_c	圧縮 強度 時変位 l_c	破壊 エネルギー G_{fc}	
	せん断 スパン 比 a/d	せん断 スパン a	有効 高さ d	ウェブ 幅 b_w	下フランジ 幅 b_f	高さ h	上フランジ 高さ h_f	断面 形状	鋼材 径	鋼材 断面 積 A_s	降伏 強度 f_y	鋼材 径	鋼材 断面 積 A_s		降伏 強度 f_y	f'_c	f_{cr}					E_c
	mm								mm ²	N/mm ²	mm ²	N/mm ²	%	N/mm ²								
															mm			mm	N/mm			
3.0-11.7-210	3.0	630	210	60	250	250	75	(A)	φ13	133	1235	D25	1473	1179	11.7	296	9.80	53000	15	5585	0.558	124.0
3.5-11.7-210	3.5	735	210	60	250	250	75								11.7	320	9.07	48000		6667	0.667	160.0
4.0-11.7-210	4.0	840	210	60	250	250	75								11.7	313	11.4	56000		5589	0.559	131.2
4.5-11.7-210	4.5	945	210	60	250	250	75								11.7	320	9.07	48000		6667	0.667	160.0
5.0-11.7-210	5.0	1050	210	60	250	250	75								11.7	331	11.1	57000		5807	0.581	144.2
6.0-11.7-210	6.0	1260	210	60	250	250	75								11.7	325	9.63	54000		6019	0.602	146.7
3.0-10-180	3.0	540	180	60	215	215	70	(B)	φ11	95.0	1220	D22	1140	1178	10.6	325	9.63	54000	20	6019	0.602	146.7
3.0-10-270	3.0	810	270	90	323	323	105		φ17	227	1180	D32	2413	1207	9.93	320	9.07	48000		6667	0.667	160.0
3.0-10-360	3.0	1080	360	120	430	430	140	(C)	φ23	415	1186	D36	3054	1159	9.42	304	9.90	51000	5961	0.596	135.9	
4.0-6.03-210	4.0	840	210	60	250	250	75	(B)	φ13	133	1235	D22	1140	1178	6.03	315	9.73	57000	15	5526	0.553	130.6
4.0-9.05-210	4.0	840	210	60	250	250	75								9.05	325	9.63	54000		6019	0.602	146.7

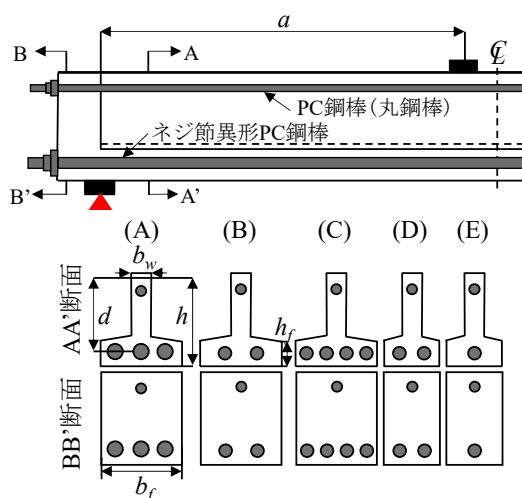


図-1 供試体形状図

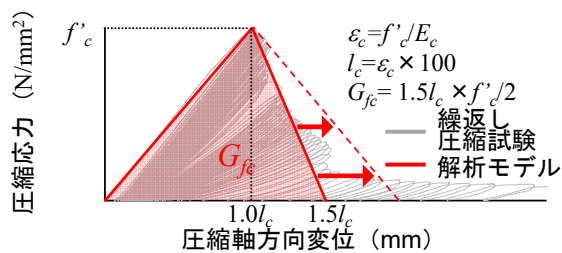


図-2 圧縮側モデル

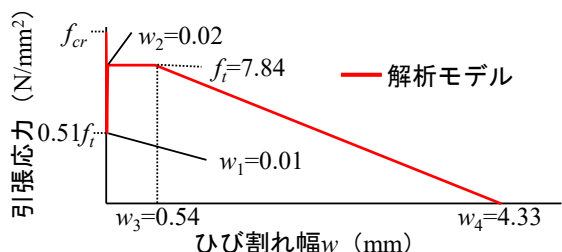


図-3 引張側モデル

PC 鋼棒、圧縮鉄筋に PC 鋼棒（丸鋼棒）が使用されている。

2.2 解析モデル

(1) 解析モデルの概要

解析コードは DIANA10.8 を使用した。計算時間の短縮

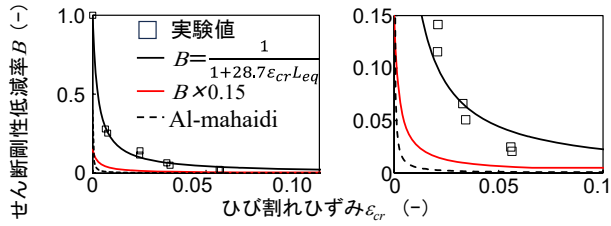
のため、PFC はりは部材軸方向および幅方向にそれぞれ 1/2 をモデル化した 3 次元 1/4 モデルとした。なお、幅方向のみを 1/2 とした 3 次元 1/2 モデルによる事前解析を行い、ひび割れ性状とせん断耐力が概ね同様の結果となることを確認している。支点はローラー支持として載荷点に強制変位を与えた。支点および載荷点はヤング係数 200GPa の鋼材とし、供試体との接触面は剛結とした。ソリッド要素の 3 辺が概ね同一となるようにし、その寸法はウェブ幅の半分 ($b_w/2$) を 2~3 分割するように、 d が 300mm 以上の供試体で 20mm、それ以下で 15mm とし、実験の主たる斜めひび割れ近傍におけるひび割れの最大間隔と同等程度となるようにした。また、鉄筋とコンクリートは完全付着とした。

(2) 圧縮側の材料モデル

図-2 に示す通り、圧縮応力-ひずみ曲線は柳田ら⁴⁾が直径 50mm、高さ 100mm の円柱供試体の繰返し圧縮試験によって得た圧縮応力-変位関係からモデル化した。圧縮強度 f'_c までは弾性挙動するものとし、ポストピークは変位が圧縮強度時変位 l_c の 1.5 倍まで線形的に軟化するものである。なお、繰返し圧縮試験の圧縮応力-変位関係で囲まれた面積を圧縮破壊エネルギー G_{fc} と定義し、メッシュ寸法が変化してもこれが一定になるようにポストピークの領域を横軸方向に拡大した。

(3) 引張側の材料モデル

引張モデルは図-3 に示すように柳田ら⁴⁾が実験結果から推定した引張軟化曲線モデルを基本とした。ひび割れ発生強度 f_{cr} は若山ら⁶⁾の実験値を用いた。ひび割れ発生直後は引張応力が一時的に低下するため、 $w_1=0.01$ mm において $0.51f_t=4.0$ N/mm² まで応力低下するものとした。その後は $w_2=0.02$ mm から $w_3=0.54$ mm まで一定の引張応力を保持し、ひび割れ幅が $w_3=0.54$ mm から $w_4=4.33$ mm まで線形的に軟化するモデルとした。なお、 w_1 から w_4 は柳田らの実験結果と同等となるように決定した。



(a) $\beta 1.0$ 以下 (b) $\beta 0.15$ 以下
図-4 セン断伝達モデル

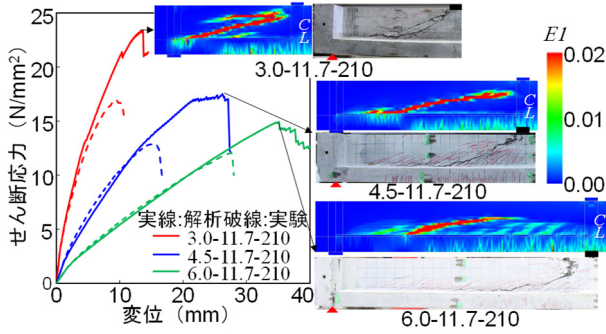


図-5 低減前モデルによる解析結果とひび割れ状況

3. ひび割れ面のせん断伝達モデルに関する検討

3.1 セン断伝達モデル

せん断伝達モデルは、繊維混入率が 2vol.% の PFC の直接せん断試験⁵⁾によって得られた各ひび割れ幅のせん断剛性 G をもとにモデル化した。式(1)より、ひび割れ幅が 0mm におけるせん断剛性を G_0 とし、せん断剛性 G の低減割合をせん断剛性低減率 B とする。

$$B = G/G_0 \quad (1)$$

次に、ひび割れ幅 w とせん断剛性低減率 B の関係について、最小二乗法により式(2)に示す近似曲線を得た。

$$B = 1/(1 + 28.7w) \quad (2)$$

解析では、以下の式(3),(4)でひび割れ幅 w をひび割れ法線方向のひび割れひずみ ϵ_{cr} に変換して用いる。

$$\epsilon_{cr} = \epsilon_{nn} - f_t/E_c \quad (3)$$

$$\epsilon_{nn} = f_t/E_c + w/L_{eq} \quad (4)$$

ここで、 ϵ_{cr} : 法線方向のひび割れひずみ、 ϵ_{nn} : 全ひずみ、 f_t : ひび割れ発生時の引張応力、 E_c : 静弾性係数、 w : ひび割れ幅、 L_{eq} : 要素寸法である。なお、ひび割れが大きく開口した後も架橋繊維がせん断伝達に寄与すると考え、 B の下限値を 0.005 とした。図-4 に $B-\epsilon_{cr}$ 関係を示す。図中には後述する式(2)の B を 0.15 倍に低減させた場合の曲線を併記しており、 B が 0.15 以下の図も示した。また、粗骨材を有する普通コンクリートの場合を代表するものとして式(5)で示す Al-mahaidi の $B-\epsilon_{cr}$ 関係も示した。

$$B = 0.4 \times (f_t/E_c \cdot \epsilon_{nn}) \quad (5)$$

3.2 セン断伝達モデルの解析への適用

せん断伝達モデルに図-4 の黒実線で示す $B-\epsilon_{cr}$ 関係を用いて、3.0-11.7-210、4.5-11.7-210、6.0-11.7-210 を対象に解析を行い、図-5 に示すせん断応力-変位関係と最大荷重時におけるひび割れ状況を得た。図中には実験の

ひび割れ写真を併記した。図-5 より、最大せん断応力の実験値と解析値は、3.0-11.7-210 で 17.0N/mm² および 23.4N/mm²、4.5-11.7-210 で 12.9N/mm² および 17.5N/mm²、6.0-11.7-210 で 12.1N/mm² および 14.9N/mm² であり、平均して 3 割ほど解析値が実験値よりも大きくなった。また、実験と解析のひび割れ状況を比較すると、どの供試体においても主たるひび割れの立ち上がり位置が実験より支点側となり、その形状は実験とは異なり上に凸の形状となったほか、ひび割れ角度も実験よりやや大きくなった。これは、ひび割れ後のせん断剛性が大きいことにより、曲げひび割れ面でせん断力が伝達されやすくなり、その進展により形成される斜めひび割れが部材の上方へと進展しやすくなることによって生じたものと考えられる。直接せん断試験結果からモデル化した $B-\epsilon_{cr}$ 関係では、普通コンクリートの Al-mahaidi モデルに比してひび割れ後もせん断剛性低減率 B が大きいため、実験の最大せん断応力およびひび割れ状況を精度良く再現するためにはこの下方修正が必要となる。

また、PFC の直接せん断実験⁵⁾では、ひび割れ面のすべり方向の変位に対して架橋する鋼繊維もせん断抵抗すると考えられる。解析では、引張軟化モデルにより鋼繊維の架橋効果を考慮していることから、引張軟化モデルと式(2)に示すせん断伝達モデルを組み合わせた場合、せん断伝達力を過大に評価することによる影響もあったと考えられる。そこで、3.0-11.7-210 を対象に、 B に乗じる低減係数について検討し、低減係数 0.15 という値を得た。以降の解析では図-4 の黒実線の B に低減係数 0.15 を一律に乗じたモデル (赤実線) を用いて解析を行うこととし、パラメータが a/d 、 d 、 p_w の PFC-RC はりを対象に再現解析を行った。

4. 有限要素解析結果

表-2 に実験、解析の最大荷重および最大荷重の実験値/解析値 (P_{uexp}/P_{uanl})、後述する最大荷重の評価式で求めた計算値および最大荷重の実験値/計算値 (P_{uexp}/P_{ucal}) ならびに実験の斜めひび割れ角度を示す。また、図-6 に、実験と解析から得たせん断応力-変位関係を、図-7 に破壊後の供試体の写真と解析における最大荷重直前の最大主ひずみ分布を示す。なお、図-6 において破線が実験値、実線が解析値である。表-2 より、 P_{uexp}/P_{uanl} は 0.92~1.20 であり、その平均は 1.01 であった。図-6 より、図-5 に示したせん断剛性低減率の補正前の解析結果に比べれば、どの解析のせん断応力-変位関係、剛性、最大荷重時の変位ともに実験の挙動と良く対応していた。なお、本研究では引張軟化モデルに柳田ら⁴⁾の値を用いたが、引張軟化曲線の計測を行っていない若山ら⁶⁾のほりに用いられた PFC では、これにやや違いがあった可能

性があり、この違いがせん断耐力の解析値に影響した可能性がある。

4.1 せん断スパン比を変化させた試験体

図-6(a)より、せん断スパン比 a/d が増加すると最大せん断応力が減少する実験の傾向を解析においても再現できている。また、図-7より、フランジ近傍からウェブの中央高さまでに生じたひび割れは、(a)~(d)で主たるひび割れの立ち上がり位置および角度が実験と概ね対応し、(e)では実験と異なるひび割れ性状となった。

4.2 有効高さを変化させた試験体

図-6(b)より、実験では有効高さ d の増加に伴い最大せん断応力が低下する傾向が見られ、解析においても同様の傾向が確認できた。図-7(h)~(j)より、(i)では、解析

におけるひび割れの立ち上がり位置が実験よりもやや支点側にあるが、(h)および(j)では解析で実験のひび割れ状況を良く再現できた。

4.3 引張鋼材比を変化させた試験体

図-6(c)より、引張鋼材比 p_w が増加すると斜めひび割れ発生以降の剛性が大きくなるという実験の傾向を解析でも再現できていることがわかる。一方、実験では p_w が増加すると最大せん断応力が小さくなる傾向がみられるが、解析ではその逆の傾向となった。また、図-7(f),(g)より、(f)では、実験のひび割れ形状が上に凸の形状であることが確認できるが、解析ではせん断スパン中央から載荷点に向かう直線的なひび割れ進展となり、ひび割れ性状に差がみられた。なお、(g)では、解析のひび割れ角度が全体的に実験よりもやや小さいが、概ね実験を再現できている。

普通強度コンクリートでは一般的に p_w が減少するとせん断耐力が減少する。PFCの解析は同様の傾向であり、普通RCはりと同様のメカニズムであったと考えられる。一方、4.0-6.03-210の実験では、ひび割れが上に凸の形状であることから、耐荷機構が変化しせん断耐力が増大したことで、前述と逆の傾向になった可能性がある。ひび割れ性状が変化した要因としては繊維補強材料に特有の繊維配向の影響が挙げられる。例えば、斜めひび割れを横切る繊維が多くなるような繊維の配向・分散になって

供試体名	P_{uexp}	P_{uanl}	P_{ucal}	β_u 実験値 (°)	P_{uexp}/P_{uanl}	P_{uexp}/P_{ucal}
	kN					
3.0-11.7-210	414	446	332	30	0.93	1.25
3.5-11.7-210	393	370	326	28	1.06	1.21
4.5-11.7-210	325	338	311	22	0.96	1.05
5.0-11.7-210	322	351	308	26	0.92	1.05
6.0-11.7-210	304	323	301	22	0.94	1.01
3.0-10-180	406	414	296	27	0.98	1.37
3.0-10-270	832	768	623	25	1.08	1.34
3.0-10-360	1492	1370	1054	25	1.09	1.42
4.0-6.03-210	410	342	309	23	1.20	1.33
4.0-9.05-210	349	371	315	24	0.94	1.11
平均				25.2	1.01	1.21

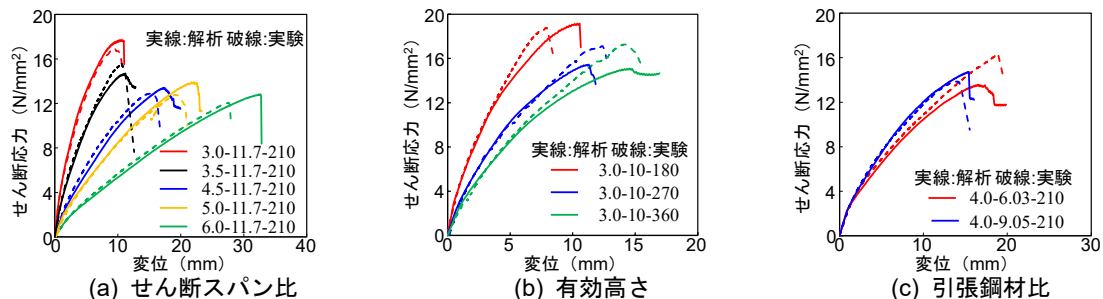


図-6 せん断応力-変位関係

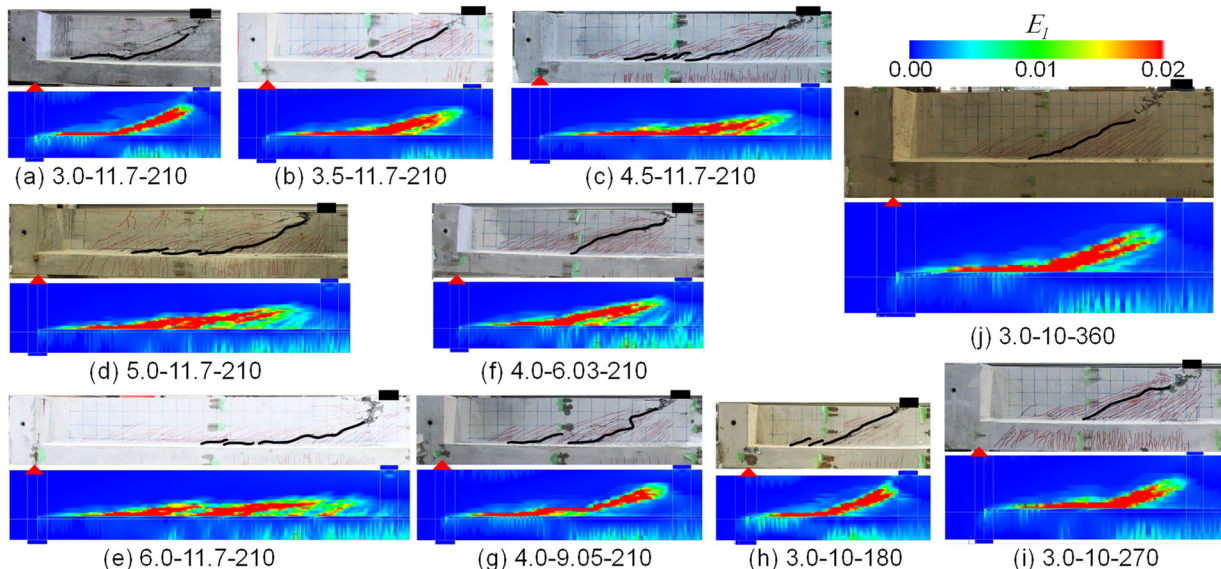


図-7 実験および解析のひび割れ状況

いたことなどから、ひび割れ面でせん断力が伝達されやすくなり、3.2 節で述べたようにせん断ひび割れが上に凸の形状に変化した可能性がある」と推察している。

以上に示した実験結果の再現性の検証より、対象とした実験結果は限定的なものではあるものの、ひび割れ発生後のせん断伝達モデルとして実験結果に低減補正を行った本モデルにおける PFC-RC はりの解析では、 P_{uexp}/P_{uant} の平均値が 1.01 であり、せん断応力－変位関係、ひび割れ状況といった実験結果を概ね再現できていることから、本モデルを用いた数値解析は PFC を用いた構造部材のせん断耐力の評価に有効な手法であると考えられる。

5. 有限要素解析によるせん断耐力の検討

5.1 パラメトリック解析

パラメトリック解析は表－1 の供試体諸元を基準とし、せん断スパン比 a/d を 2.0～10 までの 7 水準、有効高さ d を 180,270,360,450mm の 4 水準、引張鋼材比 p_w を 4.0,6.03,9.05,11.7% の 4 水準と変化させて行った。図－1 に示したはりの断面形状については、 a/d を水準とする場合に(A)、 d を水準とする場合に $d=180\text{mm}$ および 270mm では(A)、 $d=360\text{mm}$ 以上では(C)、ならびに p_w を水準とする場合には $p_w=4.0,6.03\%$ では(B)、9.05,11.7% では(A)とした。解析に用いた PFC の材料特性は表－1 の材料試験値から算出した平均値である、 $f'_c=318\text{N/mm}^2$ 、 $f_{cr}=9.66\text{N/mm}^2$ 、 $E_c=52000\text{N/mm}^2$ を用いた。図－8 に解析結果とその近似曲線ならびに実験値のプロットを示す。せん断スパン比 a/d 、有効高さ d ともに増大に伴ってせん断耐力が減少する傾向を概ね再現できた。 p_w においては、 p_w の増大に対するせん断耐力の増大は緩やかであった。 $p_w=6.03\%$ において、解析と実験の結果が一致していないが、これは、前述したように 4.0-6.03-210 でせん断耐力が増大したためであると推察される。

5.2 セン断耐力評価式の検討

せん断耐力評価式では、まず、UFC 指針²⁾と同様にせん断耐力 V_y を鋼繊維を除いたマトリクス分担分 V_{pfc} と鋼繊維の分担分 V_f の和で表す。 V_{pfc} については二羽ら⁷⁾が提案した普通強度のコンクリートを用いたせん断補強鉄筋のない RC はりのせん断耐力評価式の各項を基本形とし、パラメトリック解析結果から、せん断スパン比 a/d 、

有効高さ d 、引張鋼材比 p_w のそれぞれについて最小二乗法から近似曲線を求め、図－8 に示すように数式表示し、PFC はりのせん断耐力評価式を検討した。なお、パラメトリック解析における各要因の影響は二羽らと同様に、コンクリート分 V_{pfc} に反映し、繊維分担分 V_f には影響を与えないものとした。以下にせん断耐力評価式を示す。

$$V_y = V_{pfc} + V_f \quad (6)$$

$$V_{pfc} = 0.18\sqrt{f'_c} \cdot \beta_a \cdot \beta_d \cdot \beta_p \cdot \beta_{pc} \cdot b_w \cdot d \quad (7)$$

$$\beta_a = 0.7 + 2.8/(a/d)^{1.4} \quad (8)$$

$$\beta_d = \sqrt[3.0]{390/d} \quad (9)$$

$$\beta_p = \sqrt[11]{100 \cdot p_w / 9.7} \quad (10)$$

$$\beta_{pc} = \sqrt[3.5]{1/\tan \beta_{up}} \quad (11)$$

$$\beta_{up} = 0.5 \cdot \tan^{-1}\{2\tau/(\sigma'_{xu} - \sigma'_{yu})\} \quad (12)$$

$$V_f = (f_v / \tan \beta_u) \cdot b_w \cdot z \quad (13)$$

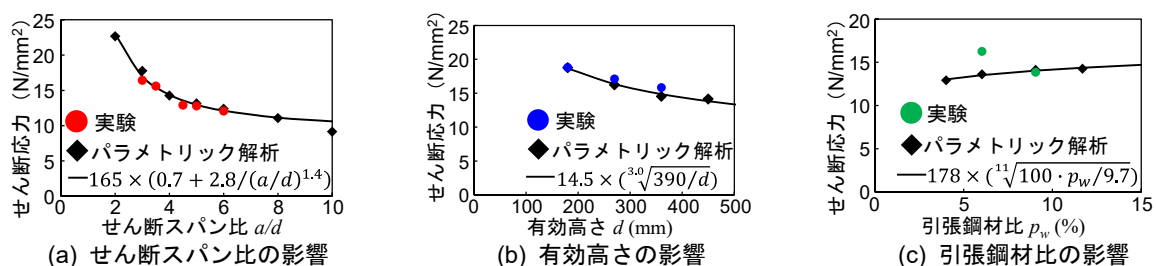
$$\beta_u = 0.5 \cdot \tan^{-1}\{2\tau/(\sigma'_{xu} - \sigma'_{yu})\} - \beta_0 \quad (14)$$

ここに、 f'_c : 圧縮強度 (N/mm²)、 a/d : セン断スパン比、 d : 有効高さ (mm)、 p_w : 引張鋼材比、 f_v : 斜めひび割れ直交方向の平均引張応力 (=引張強度 f_t) ($=7.84\text{N/mm}^2$)、 β_u : 軸方向と斜めひび割れのなす角度 ($\geq 30^\circ$)、 z : 圧縮合力作用位置から引張鋼材の図心位置までの距離 ($=d/1.15$)、 τ : セン断耐力の実験値に対応する平均せん断応力、 σ'_{xu} 、 σ'_{yu} : 軸方向および軸直角方向の平均圧縮応力、 β_0 : 軸力を受けない場合の斜めひび割れが部材軸から 45° 傾いた直線となす角度 ($=5^\circ$) である。なお、式 (12)～(14) は UFC 指針と同一であり、RC はりの場合、斜めひび割れ角度 β_u の計算値は常に 40° となる。

プレストレスによる影響を表す式(11),(12)に関しては、今回のパラメトリック解析に基づくものではないが、一般に、プレストレスが作用することでせん断耐力は増加することから、福浦ら³⁾が設定したプレストレスによる影響と同じものを仮定した。

5.3 セン断耐力評価式による算定結果と実験との比較

表－2 に今回対象とした PFC-RC はりのせん断耐力評価式による計算結果を、表－3 に若山ら⁸⁾の PFC-PC はりの断面形状、せん断耐力評価式による計算結果および斜めひび割れ角度 β_u の実験値と計算値を示す。なお、PFC-PC はりは、 $a/d=3.0$ 、供試体名が $[p_w]$ - [下縁プレストレス量 N/mm²] となっている。また、図－9 にせん断耐力評価式による評価結果を示す。表－2 より、PFC-



図－8 パラメトリック解析結果

表-3 PFC-PC はり⁸⁾の実験値と評価式値

供試体名	断面 形状	P_{uexp}	P_{ucal}	β_u 実験値 (°)	β_u 計算値 (°)	P_{uexp}/P_{ucal}
		kN				
11.7-s20	(A)	542	400	20	34	1.36
11.7-s40		671	450	18	30	1.49
11.7-s60		783	458	—	27	1.71
6.03-s20	(D)	555	407	26	33	1.36
7.80-s20		491	420	23	32	1.17
3.90-s10	(E)	478	365	25	36	1.31
6.03-s10	(D)	457	373	23	36	1.23
7.80-s10		466	376	23	36	1.24
平均				22.6	33	1.36

RC はりの P_{uexp}/P_{ucal} は 1.01~1.42 であり、平均が 1.21 であった。また、せん断スパン比が増大するにつれ P_{uexp}/P_{ucal} は 1.0 に近づく傾向となった。一方、3.0-10-270, 3.0-10-360 の P_{uexp}/P_{ucal} は 1.34 および 1.42 であり、図-9 より、最大荷重が高い有効高さの大きな試験体では、評価精度が低下する傾向がみられた。また、表-3 より、PFC-PC はりでは、 P_{uexp}/P_{ucal} が 1.17~1.71、平均が 1.36 であり、プレストレスが大きな試験体では評価精度が低下する傾向がみられた。

以上の結果より、安全側ではあるものの、 a/d , d , p_w の影響を反映したせん断耐力評価式により、PFC-RC はりのせん断耐力評価の可能性が示唆された。また、有効高さに関しては、図-8(b)に示すように、パラメトリック解析において d の増大に伴うせん断応力の減少を実際よりも小さく評価したため、最大荷重が小さく算出されたと推察される。さらに、表-2 および表-3 に示す実験の斜めひび割れ角度をみると、PFC-RC はりで平均 25.2°、PFC-PC はりで平均 22.6°程度であるのに対し、計算では RC はりで 40°、PC はりで 33°であり、斜めひび割れ角度を 10°以上大きく計算する結果、斜めひび割れ長さが短く、架橋する繊維のせん断力分担を小さく算出することとなり、計算値が実験値を大きく下回ったと考えられる。そこで、図-9 のように、UFC 指針²⁾で定められている $\beta_0=5^\circ$ を $\beta_0=15^\circ$ として全てのはりを対象に評価した結果、 P_{uexp}/P_{ucal} が 0.94 となった。UFC 指針と同一の値である $\beta_0=5^\circ$ を用いる場合、PFC のせん断耐力を小さく見積もり、妥当ではないが、 $\beta_0=15^\circ$ とした場合は、評価精度が向上した。一方、PFC はりにおいて β_u が小さくなる理由を明らかにするには至っておらず、UFC 指針でも実験結果を根拠に $\beta_0=5^\circ$ と小さく評価することが規定されている。圧縮強度や断面形状の違いが角度の差に影響を与えたと考えられ、今後この影響を明確にすることが評価精度の更なる向上に必要であると考えられる。

6. 結論

本研究で得られた知見を以下にまとめる。

- 1) FEM 解析のせん断伝達モデルとして直接せん断試験結果から算出したせん断剛性低減率 B —法線方向

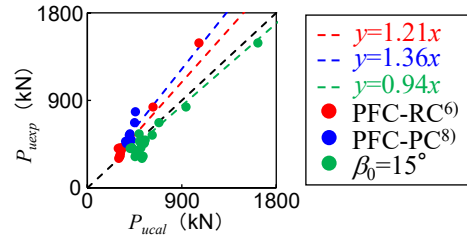


図-9 せん断耐力評価式による評価結果

ひび割れひずみ ϵ_{cr} 関係を用い、この B に更なる低減率 0.15 を乗じることでせん断挙動を再現できた。

- 2) 構築した解析モデルを用いて既往の PFC はりの再現解析を行った結果、最大荷重の実験値／解析値は 1.01 となり、ひび割れ性状の再現性も良好であった。
- 3) せん断スパン比、有効高さ、引張鋼材比の影響を反映したせん断耐力評価式による算定結果より、PFC-RC はりのせん断耐力評価可能性を示した。

参考文献

- 1) 土木学会：高強度繊維補強セメント系複合材料の設計・施工指針 (案)，コンクリートライブラリー，166，2024.9
- 2) 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
- 3) 福浦尚之，田中良弘，加納宏一：非線形有限要素解析による超高強度繊維補強コンクリートはり部材の挙動シミュレーション，土木学会論文集，No.795/V，pp.81-93，2005.8
- 4) 柳田龍平，中村拓郎，河野克哉，二羽淳一郎：鋼繊維で補強した無孔性コンクリートの圧縮・引張に対する力学モデル，土木学会論文集(材料・コンクリート構造)，Vol.74，No.1，pp.10-20，2018.1
- 5) 五十嵐優太，柳田龍平，千代延聖，岸良竜：収縮低減剤と繊維混入率が鋼繊維補強無孔性コンクリートのせん断伝達特性に与える影響，コンクリート工学年次論文集，Vol.46，No.2，pp.697-702，2024
- 6) 若山大幹，柳田龍平，河野克哉，二羽淳一郎：鋼繊維補強無孔性コンクリートを用いたはり部材のせん断挙動，コンクリート工学年次論文集，Vol.42，No.2，pp.1039-1044，2020
- 7) 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，No.372/V-5，pp.167-176，1986.8
- 8) 若山大幹，大窪一正，河野克哉，二羽淳一郎：繊維補強無孔性コンクリートを用いた PC はりのせん断特性，コンクリート工学年次論文集，Vol.43，No.2，pp.757-762，2021