

論文 鋼繊維によって内的拘束を受けるモルタルの支圧特性に及ぼす多軸効果成分とせん断抵抗成分の影響に関する基礎的研究

高橋 拓也*1・関 俊力*2・瀬古 繁喜*3・山田 和夫*4

要旨: 本研究では、鋼繊維によって内的拘束を受けるモルタルの支圧特性に及ぼす多軸効果成分とせん断抵抗成分の影響について一連の検討を行った。その結果、既提案の推定式による鋼繊維補強モルタルの支圧強度推定値は、せん断抵抗が無い試験体では過大評価となること、支圧強度に及ぼすせん断抵抗の影響は、本提案の支圧強度推定式を用いることで精度良く評価できること、鋼繊維補強モルタルの荷重一軸変位関係は、鋼繊維による多軸効果成分と支圧部・かぶり部境界面で生じるせん断抵抗成分の和として評価でき、せん断抵抗成分は、支圧径および水セメント比が小さく鋼繊維量が多いほど増大すること、などが明らかとなった。

キーワード: コンクリート, 鋼繊維, 内的拘束, 支圧特性, 多軸効果, せん断抵抗, エンドクロニック理論

1. はじめに

従来から、横拘束を受けるコンファインドコンクリートの支圧強度は、横拘束が大きいほど増大することが知られている。筆者らも、この点を踏まえて、これまでに帯筋および鋼管によって外的横拘束を受ける場合の支圧特性¹⁾について検討するとともに、鋼繊維によって内的拘束を受ける場合の支圧特性^{2)~4)}についても検討を行い、帯筋や鋼管による外的拘束との違いについて考察を行った。本研究では、引き続き、鋼繊維によって内的拘束を受ける鋼繊維補強モルタルを取り上げ、せん断抵抗成分の有無を実験要因とした鋼繊維補強モルタルに関する支圧実験を実施し、支圧荷重を受ける鋼繊維補強モルタルの荷重一軸変位関係に及ぼす多軸効果成分およびせん断抵抗成分の影響を明らかにすることを目的として、実験的および解析的な観点から一連の検討を行った。

試験体も外形(D)×高さ(h)が $\phi 150 \times 300$ mmの円柱体を使用し、実験要因として水セメント比($W/C=40$ および 90% の2種類)、鋼繊維体積混入率($V_f: 0.0, 2.0$ および 4.0% の3種類)、支圧径($B=50, 75, 100$ および 145 mmの4種類)、並びに支圧部側面とかぶり部側面の境界面で生じるせん断抵抗(有りおよび無し)の2種類)を取り上げた。

2.2 試験体の作製および養生方法

試験体の作製に際しては、母材ベースモルタルの目標フロー値を 230 ± 10 に設定し、普通ポルトランドセメント、多治見産の山砂(最大寸法: 5 mm, 表乾密度: 2.54 g/cm³)、フック付鋼繊維($\phi 0.62 \times 30$ mm)、減水剤(HP-11($W/C=40\%$)およびEX20($W/C=90\%$))および消泡剤(AFK-2)を使用して試し練りにより調合を決定した。本実験で用いたモルタルの標準調合表を表-2に示す。モルタルの打設は、 $\phi 150 \times 300$ mmの鋼製型枠に2層に分

2. 実験方法

2.1 試験体

本実験では、表-1および図-1に示すように、何れの

表-1 実験の概要

試験体記号	W/C (%)	鋼繊維混入率 V_f (%)	せん断抵抗成分	試験体外寸法		支圧径 B (mm)
				直径 D (mm)	高さ H (mm)	
W40-V0-P	40	0.0	有り	$\phi 150$	300	145, 100, 75, 50
W40-V2-P		2.0				
W40-V4-P		4.0				
W40-V0-C	40	0.0	無し	$\phi 150$	300	145, 100, 75, 50
W40-V2-C		2.0				
W40-V4-C		4.0				
W90-V0-P	90	0.0	有り	$\phi 150$	300	145, 100, 75, 50
W90-V2-P		2.0				
W90-V4-P		4.0				
W90-V0-C	90	0.0	無し	$\phi 150$	300	145, 100, 75, 50
W90-V2-C		2.0				
W90-V4-C		4.0				

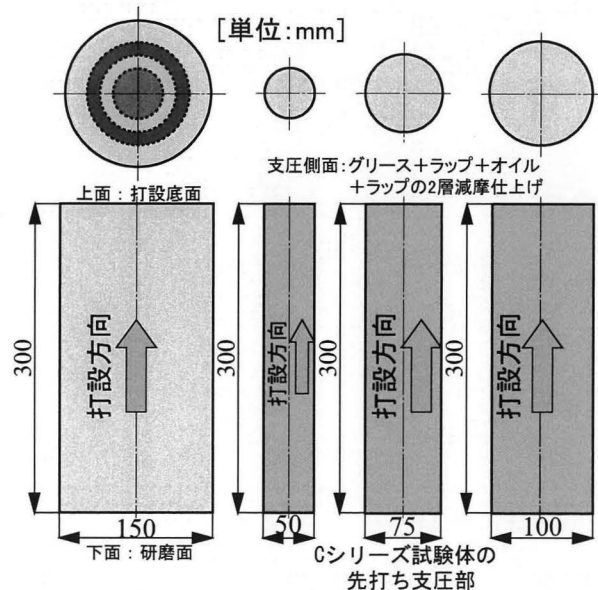


図-1 試験体の形状・寸法

*1 愛知工業大学大学院 工学研究科建設システム工学専攻 (学生会員)
 *2 愛知工業大学大学院 工学研究科生産・建設工学専攻 修士(工学) (正会員)
 *3 愛知工業大学 工学部建築学科教授 博士(工学) (正会員)
 *4 愛知工業大学 工学部建築学科教授 工博 (正会員)

表-2 使用モルタルの標準調合表

W/C (%)	d (mm)	Vf (%)	S/C	単位量 (kg/m ³)				減水剤 (kg/m ³)	消泡剤 (kg/m ³)
				セメント	水	細骨材	鋼繊維		
40	5	1.60	0.0	745	298	1,193	—	5.22	1.04
			2.0	731	292	1,169	157	5.11	1.02
			4.0	716	286	1,145	314	5.01	1.00
90	5	3.80	0.0	370	333	1,407	—	1.11	0.22
			2.0	363	327	1,379	157	1.09	0.22
			4.0	355	320	1,351	314	1.07	0.21

[注] 減水剤: HP-11(W/C=40%) or EX20(W/C=90%), 消泡剤: AFK-2(100倍希釈)

表-3 母材ベースモルタルの材料試験結果
(a) 先打ち支圧部モルタル

W/C (%)	骨材寸法 d (mm)	試験材齢	養生方法	密度 (g/cm ³)	強度試験結果		ヤング係数 (GPa)
					引張 (MPa)	圧縮 (MPa)	
40	5	28日	水中	2.23	4.84	63.5	—
		46日	封緘	2.21	5.11	71.7	31.1
90	5	28日	水中	2.11	1.98	19.3	—
		46日	封緘	2.08	2.17	19.6	18.9

[注] 材齢46日は、支圧実験直前の結果。

(b) かぶり部モルタル

W/C (%)	骨材寸法 d (mm)	試験材齢	養生方法	密度 (g/cm ³)	強度試験結果		ヤング係数 (GPa)
					引張 (MPa)	圧縮 (MPa)	
40	5	28日	水中	2.23	4.70	62.6	—
		41日	封緘	2.22	4.30	75.4	30.1
90	5	28日	水中	2.11	2.12	19.5	—
		41日	封緘	2.08	2.13	17.7	17.6

[注] 材齢41日は、支圧実験直前の結果。

けて行い、パイプレータを使用して締固めを十分に行った。なお、支圧部側面のせん断抵抗を無しに設定した試験体は、予め図-1の右側に示す支圧部円柱体を作製し、材齢5日目で円柱体側面を『グリース塗布+ラップ巻付け+オイル塗布+ラップ巻付け』処理により減摩処理した後に型枠の中心位置に両面テープで固定して、かぶり部モルタルの打設を行った。試験体は、シリーズ毎に4個作製し、材齢1日で脱型した後28日目に研磨を行い、その後、実験室内でシート養生を行った。実験時の材齢は42日(先打ち支圧部円柱体の材齢:47日)であった。また、使用モルタルの力学的性質を調べるためにモルタル打設時にφ100×200mmの円柱供試体を同時に作製し、材齢28日(標準水中養生)、実験直前(封緘養生)の時点で圧縮および割裂引張強度試験を行った。鋼繊維無混入の母材ベースモルタルの材料試験結果を表-3に示す。

2.3 加力および測定方法

加力要領を図-2に示す。本実験では、鋼繊維補強モルタルの1軸支圧加力に際して容量2,000kNの油圧式耐圧試験機を使用し、毎分約1.0mmの載荷スピードとなるように漸増1軸支圧載荷を行って荷重-軸変位関係の測定、並びにデジタルカメラを用いて破壊状況の記録を行った。なお、載荷初期の段階における軸変位(載荷板間変位)については、加力に従って増大する接線剛性がほぼ一定となった時の値を初期剛性と仮定して補正した。

3. 解析方法

本研究では、別報^{5),6)}と同様に、鋼繊維およびかぶり

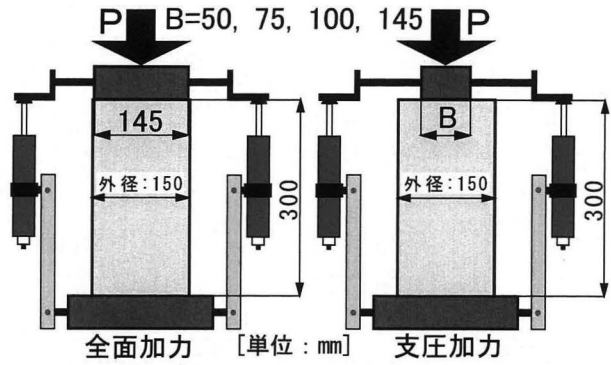


図-2 試験体の加力および軸変位の測定要領

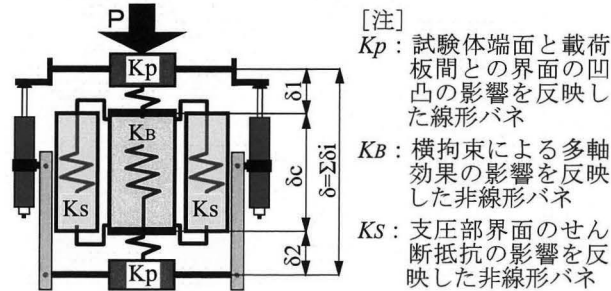


図-3 解析モデル⁵⁾

部モルタルに起因する内的多軸効果成分と支圧部・かぶり部境界面で生じるせん断抵抗成分に分類した解析モデル(図-3参照)を用いて、支圧荷重を受ける鋼繊維補強モルタルの荷重-軸変位関係の非線形解析を行った。

3.1 荷重-軸変位関係の多軸効果成分

支圧荷重を受ける鋼繊維補強モルタルの荷重-軸変位関係の多軸効果成分としては、別報^{5),6)}で提案した修正エンドクロニック理論⁷⁾を適用した1要素モデルによる解析結果と前掲の表-1に示すせん断抵抗成分無しに関する支圧実験の結果(Cシリーズ)によって評価した。

3.2 荷重-軸変位関係のせん断抵抗成分

支圧荷重を受ける鋼繊維補強モルタルの支圧部側面とかぶり部側面の境界面で生じるせん断滑りによるせん断抵抗成分の荷重-軸変位関係には、別報^{5),6)}と同様に次のせん断応力度(τ)-平均軸ひずみ度(ϵ)関係を用いた。

$$\tau/\tau_{max} = \frac{A(\epsilon/\epsilon_{max}) + (n-1)(\epsilon/\epsilon_{max})^2}{1 + (A-2)(\epsilon/\epsilon_{max}) + n(\epsilon/\epsilon_{max})^2} \quad (1)$$

ここに、 τ_{max} と ϵ_{max} は、支圧荷重を受ける鋼繊維補強モルタルの最大荷重時の平均せん断応力度と軸ひずみ度、 A は E_i/E_{max} (E_i および E_{max} :初期剛性および最大荷重時の割線剛性)、 n は実験定数であり、荷重-軸変位関係に関する実験結果と上記のエンドクロニック理論およびせん断抵抗成分無しの実験結果から求める多軸拘束成分との差をせん断抵抗成分の荷重-軸変位関係に関する実験結果とみなして、式(1)の計算結果との差の二乗和が最小となるように、上記の τ_{max} 、 ϵ_{max} 、 A および n 値を非線形最適化手法を適用した逆解析により求めた。

表-4 実験結果一覧

シリーズ名	W/C (%)	支圧径 B (mm)	支圧耐力		支圧強度		せん断抵抗成分 (N/mm ²)
			pPc (kN)	cPc (kN)	pF _B (N/mm ²)	cF _B (N/mm ²)	
W40-V0	40	145	1250	1250	75.7	75.7	0.00
		100	569	559	72.4	71.2	0.11
		75	446	368	101.0	83.3	1.10
		50	343	172	174.7	87.6	3.63
W40-V2	40	145	1142	1142	69.2	69.2	0.00
		100	770	559	98.0	71.2	2.24
		75	549	368	124.3	83.3	2.56
		50	338	191	172.1	97.3	3.12
W40-V4	40	145	1074	1074	65.0	65.0	0.00
		100	804	505	102.4	64.3	3.17
		75	618	343	139.9	77.6	3.89
		50	378	206	192.5	104.9	3.65
W90-V0	90	145	394	394	23.9	23.9	0.00
		100	259	171	33.0	21.8	0.93
		75	182	133	41.2	30.1	0.69
		50	135	61	68.8	31.1	1.57
W90-V2	90	145	324	324	19.6	19.6	0.00
		100	259	139	33.0	17.7	1.27
		75	196	84	44.4	19.0	1.58
		50	161	71	82.0	36.2	1.91
W90-V4	90	145	286	286	17.3	17.3	0.00
		100	269	137	34.3	17.4	1.40
		75	224	75	50.7	17.0	2.11
		50	194	71	98.8	36.2	2.61

[注] pPc, pFB: 支圧部側面のせん断抵抗が有る場合 (Pシリーズ) の支圧耐力および支圧強度、
cPc, cFB: 支圧部側面のせん断抵抗が無い場合 (Cシリーズ) の支圧耐力および支圧強度。

4. 結果とその考察

4.1 圧縮耐力

表-4は、本実験によって得られた各種試験体の圧縮耐力 (Pc), 支圧強度およびせん断抵抗成分の一覧を、また、図-4は、全面圧縮強度で無次元化した相対支圧強度と支圧径との関係に関する実験結果 (図中の●, ○および●) と前報⁴⁾で提案した次の式で表される支圧強度の推定結果 (赤の破線) を比較したものである。

$$F_B = F \cdot (A/A_i)^C \quad (2)$$

$$\left. \begin{aligned} C &= C_0 + e^{-2.02 \cdot F_0^{-0.34} \cdot V_f^{0.55} \cdot (L_f/d)^{0.22} \cdot (L_f/D_f)^{0.18} \cdot (Rd \cdot a/s)^{0.01}} \\ C_0 &= -0.0008F_0 + 0.409 \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

ここに、F_B: 支圧強度 (N/mm²), F: 全面圧縮強度 (N/mm²), A: 支圧面積 (mm²), A_i: 支圧面積 (mm²), C: 支圧強度のA/A_i値依存性を表す係数, C₀: 母材ベースモルタルのC値, F₀: 母材ベースモルタルの全面圧縮強度 (N/mm²), V_f: 鋼繊維体積混入率 (%), L_f/d: 鋼繊維長さ/骨材寸法, L_f/D_f: 鋼繊維長さ/鋼繊維断面寸法 (アスペクト比), Rd・a/s: 細骨材を基準として評価した相対骨材寸法×全骨材容積比。

これらの表および図によれば、相対支圧強度と支圧径との関係に関する実験結果は、水セメント比 (W/C), 鋼繊維体積混入率 (V_f) およびせん断抵抗の有無によって相違し、一般的に低強度 (W/C→大) で V_f 値が大きいほど、せん断抵抗無しの場合と比較してせん断抵抗有りの場合の方が、支圧径が小さくなるに従って認められる相

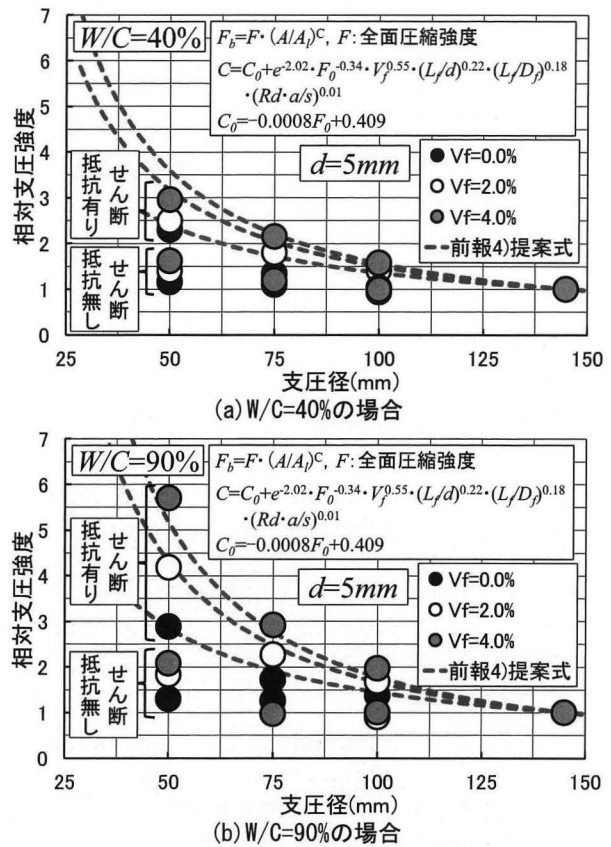


図-4 相対支圧強度の実験結果と前報⁴⁾の提案式による推定結果との比較

対支圧強度の増大傾向は、より著しくなっているのがわかる。また、前報⁴⁾の提案式による支圧強度推定値は、せん断抵抗が有る試験体に対しては、低強度のW/Cが90%の場合では全体的に実験結果と良く一致しているが、高強度のW/Cが40%の場合およびせん断抵抗が無い試験体では、支圧径 (B) が100mm以下の領域において過大評価となっており、その差はW/C値が大きく、かつV_f値が大きくなるほど増大する傾向を示している。これは、前報⁴⁾で提案した支圧強度推定式では、鋼繊維の長さ/骨材寸法との比およびアスペクト比の影響は考慮できないためと考えられる。この点を踏まえて、本研究では、支圧強度に及ぼすせん断抵抗の影響が考慮できるより汎用性のある支圧強度推定式を構築することとした。

4.2 内的拘束効果を考慮した支圧強度推定式

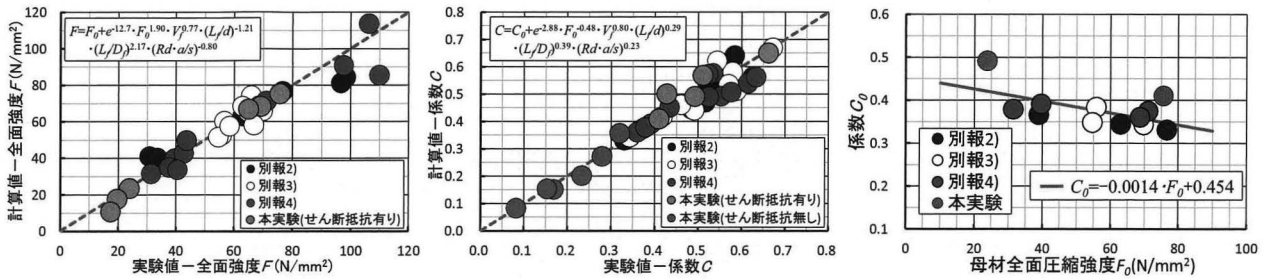
本研究では、前報⁴⁾と同様に、鋼繊維によって内的拘束を受けるモルタルの支圧強度推定式として、前掲の式 (2) を用いた場合の係数 (F値とC値) の定量化を試みる。

(1) F値の定式化

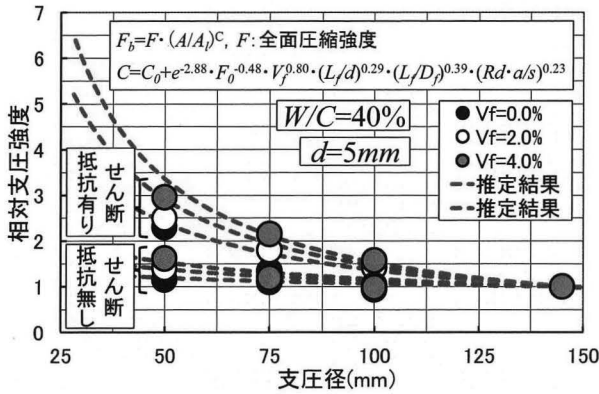
本研究では、鋼繊維によって内的拘束を受けるモルタルの全面圧縮強度 (F) を母材の全面圧縮強度 (F₀) と鋼繊維の混入による強度増分 (ΔF) との和で定義した。

$$F = F_0 + \Delta F \quad (4)$$

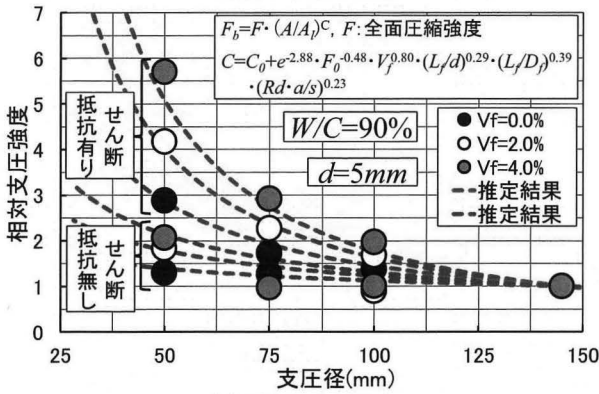
なお、上式中の ΔF 値については、前報⁴⁾で示した定



(a) 全面強度Fの計算値と実験値の比較 (b) 係数Cの計算値と実験値の比較 (c) 係数C₀と母材全面強度F₀の関係
 図-5 F値, C値およびC₀値に関する重回帰分析結果



(a) W/C=40%の場合



(b) W/C=90%の場合

図-6 相対支圧強度の実験結果と支圧径Bとの関係に関する重回帰分析結果の適用性

式化と同様に、これまでに実施した鋼繊維補強モルタルおよびコンクリートに関する実験の結果^{2)~4)}を含めたせん断抵抗有りの試験体を対象して次の式(5)で評価した。

$$\Delta F = a \cdot F_0^b \cdot V_f^c \cdot (L_f/d)^d \cdot (L_f/D_f)^e \cdot (R_d \cdot a/s)^f \quad (5)$$

ここに、F₀: 母材の全面圧縮強度(N/mm²), V_f: 鋼繊維体積混入率(%), L_f/d: 鋼繊維長さ/骨材寸法, L_f/D_f: 鋼繊維長さ/鋼繊維断面寸法, R_d・a/s: 細骨材を基準とした相対骨材寸法×全骨材容積比, a~f: 実験定数。

(2) C値の定式化

本研究では、上記のF値と同様に、鋼繊維によって内的拘束を受けるモルタルのC値も母材のC値(C₀)と鋼繊維の混入によるC値の増分(ΔC)との和として定義した。

$$C = C_0 + \Delta C \quad (6)$$

なお、上式のΔC値に関しても、ΔF値と同様に、まず既報の実験結果^{2)~4)}を含めたせん断抵抗有りの試験体

について次の式(7)で評価し、せん断抵抗無しの試験体のΔC値は、定式化されたせん断抵抗有りの試験体のΔC値に係数を乗じることで評価することとした。また、せん断抵抗無しの試験体のC₀値についても、せん断抵抗有りの試験体のC₀値に係数を乗じることで評価した。

$$\Delta C = g \cdot F_0^h \cdot V_f^i \cdot (L_f/d)^j \cdot (L_f/D_f)^k \cdot (R_d \cdot a/s)^l \quad (7)$$

ここに、F₀~a/s: 式(5)の注を参照, g~l: 実験定数。

(3) F値およびC値の定量化

本支圧実験結果、並びに既報^{2)~4)}で示した鋼繊維補強モルタルおよびコンクリートに関する実験結果を用いて、式(5)および式(7)中の実験定数を定量化した結果、F値およびC値として次に示す式(8)~式(10)が得られた。また、せん断抵抗無しの試験体のC₀値およびΔC値は、せん断抵抗有りの試験体に対して得られた式(9)および式(10)中のC₀値およびΔC値に、それぞれ係数0.37および0.75を乗じることで評価できることがわかった。

$$F = F_0 + \Delta F = F_0 + e^{-12.7 \cdot F_0^{1.90} \cdot V_f^{0.77} \cdot (L_f/d)^{1.21} \cdot (L_f/D_f)^{2.17} \cdot (R_d \cdot a/s)^{0.80}} \quad (8)$$

$$C = C_0 + \Delta C = C_0 + e^{-2.88 \cdot F_0^{0.48} \cdot V_f^{0.80} \cdot (L_f/d)^{0.29} \cdot (L_f/D_f)^{0.39} \cdot (R_d \cdot a/s)^{0.23}} \quad (9)$$

$$C_0 = -0.0014 F_0 + 0.454 \quad (10)$$

図-5(a)~(c)は、それぞれF値、C値およびC₀値の実験値と式(8)~式(10)による計算値とを比較したものであるが、F値、C値およびC₀値の実験値と計算値は、既報の実験結果を含めて良く一致していることがわかる。

(4) 本研究で提案した支圧強度推定式の適用性

図-6(a)および(b)は、前掲の式(3)中のF値およびC値を、式(8)~式(10)で評価した場合の相対支圧強度と支圧径との関係に関する実験結果と推定結果との関係の水セメント比(W/C)別に比較したものである。これらの図によれば、実験結果と推定結果は、前報⁴⁾で提案した支圧強度推定式と比べて良く一致しており、相対支圧強度と支圧径との関係に及ぼすせん断抵抗の影響は、せん断抵抗有りの試験体によって得られた式(8)~式(10)に係数を乗じることで精度良く評価できるといえる。

4.3 せん断抵抗成分の算定結果

表-5(a)および(b)は、荷重-軸変位関係の多軸効果成分としてそれぞれCシリーズの実験結果およびエンド

表-5 せん断抵抗成分のせん断応力度-軸ひずみ度関係に対する同定結果

(a) 多軸効果成分にCシリーズの結果を用いた場合

(b) 多軸効果成分にエンドクロニック理論を用いた場合

シリーズ名	支圧径B (mm)	τ_{max} (N/mm ²)	ϵ_{max} ($\mu\epsilon$)	A (E_f/E_{max})	n
W40-V0	145	0.703	3277	1.037	0.343
	100	2.753	1948	0.919	0.407
	75	3.289	1453	1.657	0.317
	50	4.904	4016	3.699	0.332
W40-V2	145	0.710	3127	1.144	0.591
	100	3.107	4512	2.807	0.883
	75	4.129	2353	1.195	0.429
	50	4.323	1990	0.518	1.167
W40-V4	145	0.734	3277	0.648	0.702
	100	3.326	3482	0.909	1.074
	75	4.704	2718	0.564	1.116
	50	5.539	2664	0.822	0.918
W90-V0	145	0.112	951	1.909	0.163
	100	1.420	1498	0.585	0.618
	75	1.299	1275	0.641	0.626
	50	1.840	1387	0.531	0.723
W90-V2	145	0.121	1307	0.657	0.536
	100	1.480	2700	2.295	0.996
	75	1.891	5630	1.091	0.998
	50	1.986	5422	3.721	0.753
W90-V4	145	0.164	4400	1.802	1.972
	100	1.381	3691	0.983	1.080
	75	2.396	5381	1.734	0.929
	50	2.762	9873	1.623	0.724

クロニック理論による解析結果を用いた場合に対する式(1)中の τ_{max} , ϵ_{max} , Aおよびnの算定結果を一覧表にして示したものである。なお、エンドクロニック理論による解析では、荷重に従って生じる試験体端面凹凸部の局部圧壊の影響を反映させた線形バネ剛性(Kp)として、荷重-軸変位関係の初期勾配に関する解析結果と実験結果が支圧径(B)および水セメント比(W/C)に関わらず良く一致した180MPa/mmを用いた。これらの表によれば、多軸効果成分として、せん断抵抗無しCシリーズの実験結果およびエンドクロニック理論による解析結

果の何れを用いた場合も、一般的に支圧径(B)および水セメント比(W/C)が小さく、かつ鋼繊維体積混入率(Vf)が大きくなるほど、支圧部側面とかぶり部側面との境界面でのせん断滑り抵抗が著しくなるため、最大荷重時における支圧部・かぶり部境界面のせん断応力度(τ_{max})は、増大する傾向を示しているのがわかる。

4.4 支圧荷重を受ける鋼繊維補強モルタルの荷重-軸変位関係に関する解析結果

図-7および図-8は、それぞれ荷重-軸変位関係の多軸効果成分としてCシリーズの実験結果およびエンドク

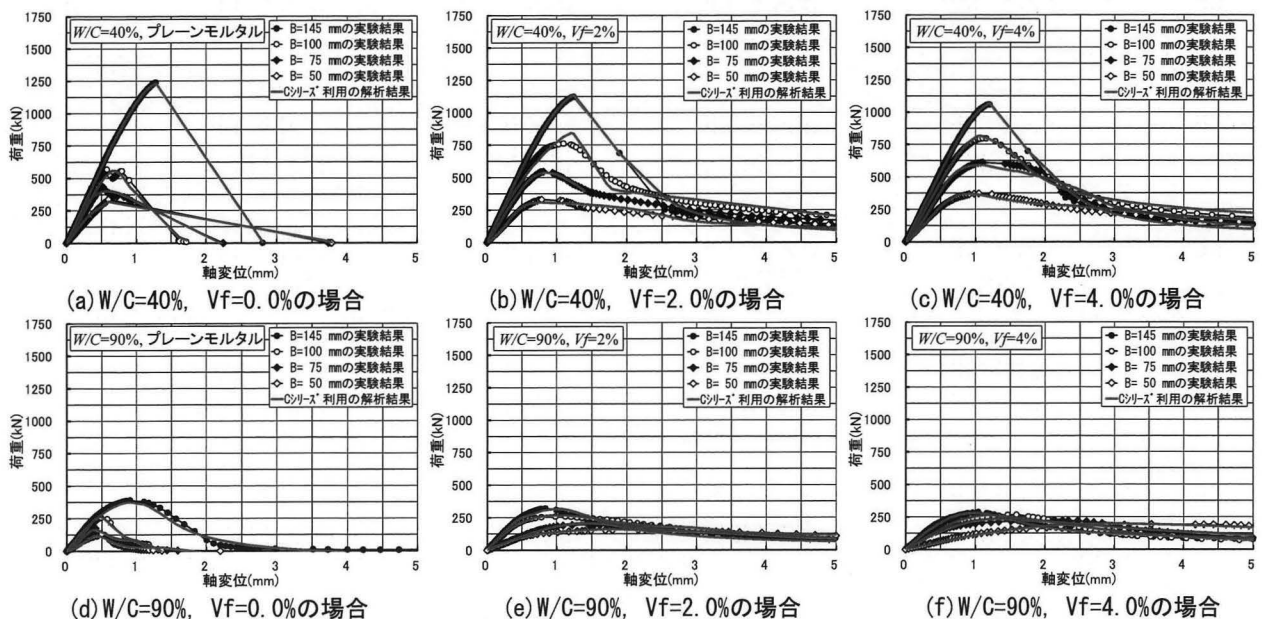


図-7 全面および支圧荷重を受ける荷重-軸変位関係に関する実験結果と解析結果との比較 (多軸効果成分としてCシリーズの実験結果を用いた場合)

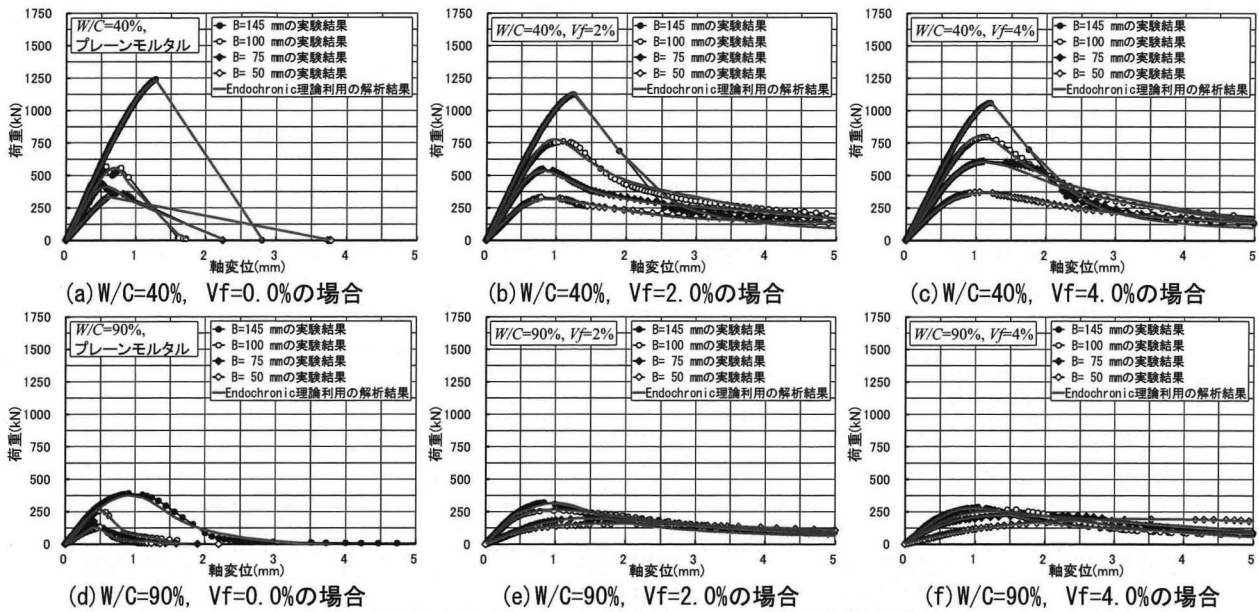


図-8 全面および支圧荷重を受ける荷重-軸変位関係に関する実験結果と解析結果との比較 (多軸効果成分としてエンドクロニック理論による解析結果を用いた場合)

ロニック理論による解析結果を用いた場合の荷重-軸変位関係に関する実験結果と解析結果とを比較したものである。これらの図によれば、実験結果(図中の●, ○, ◆および◇印)と解析結果(図中の赤の実線)は、多軸効果成分の取扱い方法に関わらず鋼繊維無混入の場合($V_f=0.0\%$)を含めて全体的に良く一致しており、支圧荷重を受ける鋼繊維補強モルタルの荷重-軸変位関係は、支圧部モルタルに対する鋼繊維とかぶりの横拘束による多軸効果成分と支圧部・かぶり部境界面で生じるせん断抵抗成分の和として合理的に評価できるといえる。なお、試験体の最終破壊状況では、破壊の局所化が観察されたが、図-4に示す本解析モデルでは、この破壊の局所化が考慮できないため、今後は破壊の局所化を考慮できる汎用性のある解析モデルを構築する必要がある。

5. 結論

- 1) 前報⁴⁾の提案式による支圧強度推定値は、せん断抵抗が有る試験体に対しては、全体的に実験結果と良く一致するが、支圧部・かぶり部境界面のせん断抵抗が無い試験体では、支圧径が100mm以下の領域で過大評価となり、その差は水セメント比が大きくなり、かつ鋼繊維体積混入率が大きいものほど増大する。
- 2) せん断抵抗無しの鋼繊維補強モルタルの支圧強度と支圧径との関係は、せん断抵抗有りの試験体によって得られた提案式(9)および式(10)に係数(0.37および0.75)を乗じることにより評価が可能である。
- 3) 支圧荷重を受ける鋼繊維補強モルタルの同一軸変位時の荷重は、鋼繊維による多軸効果成分と支圧部・かぶり部境界面でのせん断抵抗成分とに分類でき、最大荷重時の支圧部・かぶり部境界面のせん断

応力度は、一般的に支圧径および水セメント比が小さく、鋼繊維体積混入率が大きくなるほど増大する。

参考文献

- 1) 小野晃, 関俊力, 瀬古繁喜, 山田和夫: コンクリートの支圧特性に及ぼす横拘束形式の影響に関する研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.33, No.1, pp.401-406, 2011.7
- 2) 関俊力, 瀬古繁喜, 山田和夫: 鋼繊維によって内的拘束を受けるコンファインドモルタルの支圧特性に関する基礎的研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.38, No.1, pp.453-458, 2016.7
- 3) 関俊力, 瀬古繁喜, 山田和夫: 鋼繊維によって内的拘束を受けるコンクリートの支圧特性に及ぼす骨材寸法の影響に関する基礎的研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.39, No.1, pp.277-282, 2017.7
- 4) 高橋拓也, 関俊力, 瀬古繁喜, 山田和夫: 鋼繊維補強コンクリートの支圧特性に及ぼす鋼繊維長さおよび骨材寸法の相互作用の影響に関する基礎的研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.40, No.1, pp.423-428, 2018.7
- 5) 小野晃, 関俊力, 山田和夫: 支圧荷重を受けるコンファインドコンクリートの変形特性に関する解析的研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.35, No.1, pp.319-324, 2013.7
- 6) 関俊力, 山田和夫: 支圧荷重を受けるコンファインドコンクリートの多軸効果成分およびせん断抵抗成分に関する基礎的研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.36, No.1, pp.340-345, 2014.7
- 7) Bazant, Z.P. and Shieh, C.L.: Endochronic Model for Non-linear Triaxial Behavior of Concrete, Nuclear Eng. and Design, Vol.47, pp.305-315, 1978