

論文 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

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コンクリートの支圧特性に及ぼす母材強度、骨材寸法および鋼繊維長さの影響について実験的・解析的に検討を行った。その結果、前報で提案した鋼繊維補強コンクリートの支圧強度推定値は、鋼繊維が長くなると過小評価となること、支圧強度に及ぼす母材強度、骨材寸法および鋼繊維長さの影響は、これらの相互作用の影響を考慮することで精度良く評価できること、支圧荷重を受ける鋼繊維補強コンクリートの耐荷性能は、鋼繊維による多軸効果成分と支圧部側面で生じるせん断抵抗成分とに分類でき、せん断抵抗成分は、鋼繊維が長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

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、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^{2,3)}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コンクリートを取り上げ、支圧特性に及ぼす母材強度、骨材寸法、鋼繊維長さおよびそれらの相互作用の影響を解明するために、一連の実験的および解析的検討を行った。

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、何れの試験体も外形(D)×高さ(H)がφ125×250mmの円柱体を使用し、実験要因としては、水セメント比(W/C: 25および65%の2種類)、骨材寸法(d: 5および25mmの2種類)、

鋼繊維長さ(L_f: 15および30mmの2種類)、鋼繊維体積混入率(V_f: 0.0および2.0%の2種類)、並びに支圧径(B: 50, 75, 100および125mmの4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および設計空気量をそれぞれ230±10および2%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: 5mm, 表乾密度: 2.56g/cm³)および山砂利(最大寸法: 25mm, 表乾密度: 2.60g/cm³)、高張力鋼繊維(φ0.34×15mm, φ0.34×30mm, 引張強度: 3,130 N/mm²)、減水剤(ポリカルボン酸系(W/C=25%)、有機酸系(W/C=65%))、並びに消泡剤を使用して試し練りにより調合を決定した。本実験で用いた鋼繊維補強モルタルおよびコンクリートの標準調合表を表-2に示す。鋼繊維補強モルタルおよびコンクリートの打設は、何れもφ125×250mmのプラスチック製型枠に2層に分けて行い、棒状パイプレータを使用して締固めを十分に行った。

表-1 実験の概要

シリーズ名	W/C (%)	骨材寸法 d (mm)	鋼繊維詳細		試験体外寸法		支圧径 B (mm)
			寸法 (mm)	混入率 V _f (%)	直径 D (mm)	高さ H (mm)	
W25-d05-V0	25	5	—	0.0	φ125	250	125,
W25-d05-S2			φ0.34×15	2.0			100,
W25-d05-L2			φ0.34×30	2.0			75, 50
W25-d25-V0	25	25	—	0.0	φ125	250	125,
W25-d25-S2			φ0.34×15	2.0			100,
W25-d25-L2			φ0.34×30	2.0			75, 50
W65-d05-V0	65	5	—	0.0	φ125	250	125,
W65-d05-S2			φ0.34×15	2.0			100,
W65-d05-L2			φ0.34×30	2.0			75, 50
W65-d25-V0	65	25	—	0.0	φ125	250	125,
W65-d25-S2			φ0.34×15	2.0			100,
W65-d25-L2			φ0.34×30	2.0			75, 50

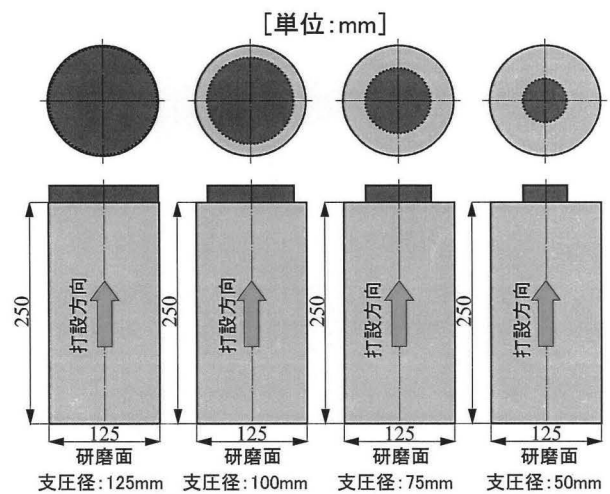


図-1 試験体の形状・寸法

*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 標準調査表

W/C (%)	d (mm)	V _f (%)	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	粗骨材		
25	5	0.0	0.9	1068	267	961	—	21.35	—
				1046	261	941	—	157	20.91
25	25	0.0	0.9	686	172	618	903	—	13.73
				672	168	605	885	157	13.45
65	5	0.0	2.4	515	335	1235	—	—	1.54
				504	328	1210	—	157	1.51
65	25	0.0	2.4	331	215	794	903	—	0.99
				324	211	778	885	157	0.97

[注] 減水剤: ポリカルボン酸系(W/C=25%) or 有機酸系(W/C=65%), 消泡剤: 100倍希釈。

表-3 材料試験結果

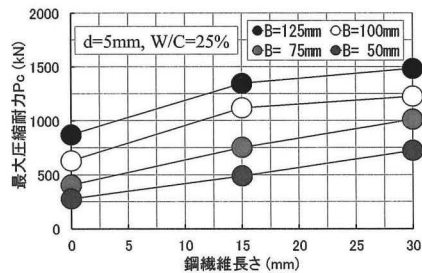
W/C (%)	骨材寸法 d (mm)	試験材齢	養生方法	密度 (g/cm ³)	強度試験結果		ヤング係数 (GPa)
					引張 (MPa)	圧縮 (MPa)	
25	5	28日	水中	2.03	3.90	57.7	—
		40日	封緘	2.00	2.32	55.6	25.8
25	25	28日	水中	2.27	4.45	70.5	—
		40日	封緘	2.26	4.43	72.5	34.4
65	5	28日	水中	2.15	3.25	36.7	—
		40日	封緘	2.11	2.42	37.3	20.1
65	25	28日	水中	2.29	2.86	29.7	—
		40日	封緘	2.26	2.52	29.1	24.6

[注] 材齢40日は、支圧実験直前の結果。

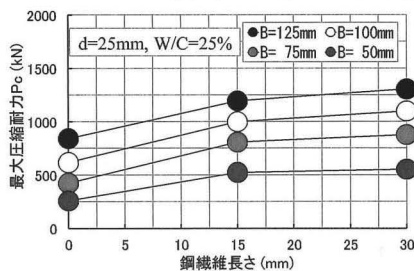
試験体は、材齢1日で脱型した後、実験実施まで実験室内でシート養生を行った。なお、試験体の打設面は、材齢21日目で研磨を行い、材齢41~42日の間で支圧実験を行った。また、母材モルタルおよび母材コンクリートの力学的性質を調べるために、打設時にφ100×200mmの円柱供試体を同時に作製し、材齢28日(標準水中養生)および実験直前(封緘養生)の時点で圧縮強度および引張強度試験を行った。母材モルタルおよび母材コンクリートの材料試験結果を表-3に示す。なお、W/C=25%のモルタルの強度がコンクリートと比べて著しく小さくなっているが、これは巻込み空気量の影響と考えられる。

2.3 加力および測定方法

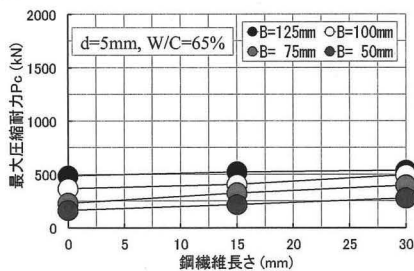
加力要領を図-2に示す。本実験では、鋼繊維補強モ



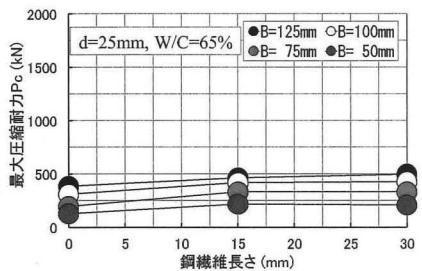
(a) W/C=25%, d=5mmの場合



(b) W/C=25%, d=25mmの場合



(c) W/C=65%, d=5mmの場合



(d) W/C=65%, d=25mmの場合

図-4 最大圧縮耐力P_cの実験結果と鋼繊維長さL_fとの関係

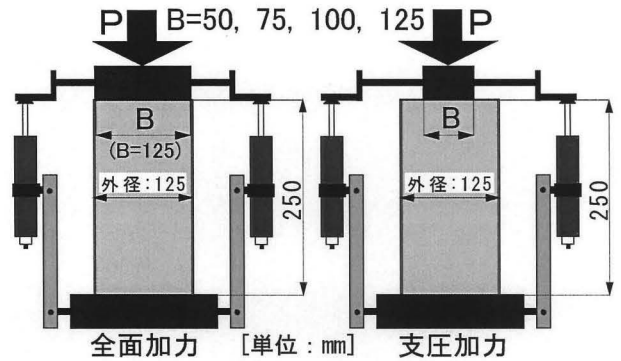


図-2 試験体の加力および軸変位の測定要領

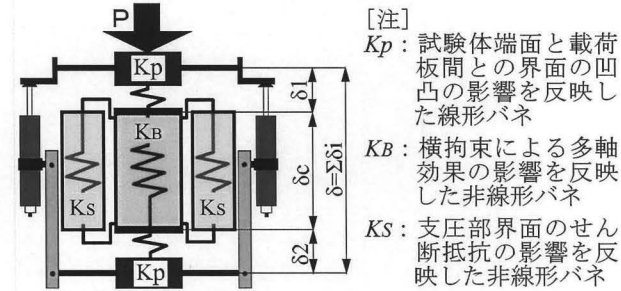


図-3 解析モデル⁵⁾

[注]
 K_p: 試験体端面と荷板間との界面の凹凸の影響を反映した線形バネ
 K_B: 横拘束による多軸効果の影響を反映した非線形バネ
 K_s: 支圧部界面のせん断抵抗の影響を反映した非線形バネ

ルタルおよびコンクリートの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の荷重スピードになるように漸増1軸支圧荷重を行って荷重-軸変位関係の測定および破壊状況を目視観察するとともに、デジタルカメラで破壊状況の撮影および記録を行った。なお、1軸支圧荷重中の試験体の軸変位(荷板間変位(前掲の図-2参照))の計測には、ストローク50mmの高感度ひずみゲージ式変位計を使用した。

3. 解析方法

本研究では、別報^{4),5)}と同様に鋼繊維およびかぶり部コンクリートに起因する内的多軸効果成分と支圧部・かぶり部界面で生じるせん断抵抗成分と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コンクリートの荷重-軸変位関係の解析を行った。

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コンクリートの荷重-軸変位関係の多軸効果成分は、別報^{4),5)}で提案したエンドクロニック理論⁶⁾を適用した1要素モデルで評価した。

3.2 荷重一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およびコンクリートの支圧部・かぶり部界面のせん断滑りによるせん断抵抗成分の荷重一軸変位関係には、別報^{4),5)}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。

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

ここに、 τ_{max} と ε_{max} は、支圧荷重を受ける鋼繊維補強コンクリートの最大耐力時の平均せん断応力度と軸ひずみ度、 A は Ei/E_{max} (Ei および E_{max} :初期剛性および最大耐力時の割線剛性)、 n は実験定数であり、荷重一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を適用して求まる多軸拘束成分との差をせん断抵抗成分の荷重一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 値を非線形逆解析により求めた。

4. 結果とその考察

4.1 破壊状況

紙数の関係で図には示していないが、 W/C および骨材寸法(d)に関わらず鋼繊維が無混入($L_f=0\text{mm}$)の試験体では、全面加力を行った場合は、上下2個のコーン形せん断滑り面を形成して破壊し、支圧加力を行った場合は、かぶり部に数本の割裂ひび割れが発生した後に、支圧部にコーン形せん断滑り面を形成することによって破壊した。これに対して、鋼繊維長さ(L_f)が15および30mmの試験体では、全体的な破壊パターンは、鋼繊維が無混入の試験体と類似していたが、鋼繊維が混入され、かつ鋼繊維長さ(L_f)が長くなるほど、上記のコーン形せん断滑り面の形成およびかぶり部に発生した割裂ひび割れの進展・拡大が妨げられている様子が観察された。

4.2 圧縮耐力

表-4は、本実験で得られた各種試験体の圧縮耐力(P_c)の一覧を、図-4は、圧縮耐力と鋼繊維長さ(L_f)との関係に及ぼす支圧径(B)の影響を水セメント比(W/C)および骨材寸法(d)別に示したものである。これらの表と図によれば、圧縮耐力(P_c)は、一般的に母材の水セメント比(W/C)が小さく、かつコンクリートに比べてモルタルの方が、鋼繊維長さ(L_f)の増大に伴う圧縮耐力(P_c)の増大が著しくなる傾向にあるのがわかる。

前掲の表-4中には、次の式(2)で表される六車・岡本が提案した支圧強度推定式⁷⁾、並びに式(3)で表される前報で提案した支圧強度推定式³⁾による圧縮耐力の計算値($mP_{cc}=F_B \times A_i$)および支圧強度推定式の推定精度(計算値/実験値(mP_{cc}/P_c , gP_{cc}/P_c))も併示してある。

$$F_B = F \cdot (A/A_i)^{0.439} \quad (2)$$

表-4 実験結果一覧

試験体記号	実験結果	支圧耐力推定結果			
	P_c (kN)	mP_{cc}^{*1} (kN)	mP_{cc} / P_c	gP_{cc}^{*2} (kN)	gP_{cc} / P_c
W25-d05-V0-B125	873	873	1.00	873	1.00
W25-d05-V0-B100	633	679	1.07	649	1.03
W25-d05-V0-B075	407	492	1.21	460	1.13
W25-d05-V0-B050	279	312	1.12	259	0.93
W25-d05-S2-B125	1348	1349	1.00	1349	1.00
W25-d05-S2-B100	1120	1050	0.94	1080	0.96
W25-d05-S2-B075	755	760	1.01	856	1.13
W25-d05-S2-B050	490	482	0.98	541	1.10
W25-d05-L2-B125	1484	1483	1.00	1483	1.00
W25-d05-L2-B100	1229	1155	0.94	1187	0.97
W25-d05-L2-B075	1015	836	0.82	942	0.93
W25-d05-L2-B050	726	531	0.73	595	0.82
W25-d25-V0-B125	843	843	1.00	843	1.00
W25-d25-V0-B100	618	656	1.06	652	1.06
W25-d25-V0-B075	427	475	1.11	490	1.15
W25-d25-V0-B050	260	302	1.16	293	1.13
W25-d25-S2-B125	1196	1196	1.00	1196	1.00
W25-d25-S2-B100	1000	931	0.93	977	0.98
W25-d25-S2-B075	809	674	0.83	799	0.99
W25-d25-S2-B050	525	428	0.82	521	0.99
W25-d25-L2-B125	1304	1304	1.00	1304	1.00
W25-d25-L2-B100	1098	1015	0.92	1065	0.97
W25-d25-L2-B075	878	735	0.84	871	0.99
W25-d25-L2-B050	554	467	0.84	568	1.03
W65-d05-V0-B125	486	486	1.00	486	1.00
W65-d05-V0-B100	367	379	1.03	366	1.00
W65-d05-V0-B075	229	274	1.19	265	1.15
W65-d05-V0-B050	163	174	1.07	152	0.93
W65-d05-S2-B125	525	525	1.00	525	1.00
W65-d05-S2-B100	408	408	1.00	424	1.04
W65-d05-S2-B075	326	296	0.91	341	1.05
W65-d05-S2-B050	216	188	0.87	219	1.01
W65-d05-L2-B125	537	537	1.00	537	1.00
W65-d05-L2-B100	494	418	0.85	434	0.88
W65-d05-L2-B075	400	303	0.76	349	0.87
W65-d05-L2-B050	279	192	0.69	224	0.80
W65-d25-V0-B125	386	386	1.00	386	1.00
W65-d25-V0-B100	310	301	0.97	304	0.98
W65-d25-V0-B075	196	218	1.11	235	1.20
W65-d25-V0-B050	127	138	1.08	145	1.14
W65-d25-S2-B125	463	463	1.00	463	1.00
W65-d25-S2-B100	418	360	0.86	383	0.92
W65-d25-S2-B075	331	261	0.79	319	0.96
W65-d25-S2-B050	216	166	0.77	212	0.98
W65-d25-L2-B125	498	498	1.00	498	1.00
W65-d25-L2-B100	430	388	0.90	412	0.96
W65-d25-L2-B075	331	281	0.85	344	1.04
W65-d25-L2-B050	210	178	0.85	175	0.83

[注] P_c :最大耐力実験結果, mP_{cc}^{*1} :六車・岡本式による推定結果, gP_{cc}^{*2} :前報³⁾の提案式による推定結果。

$$F_B = F \cdot (A/A_i)^C \quad (3)$$

$$C = C_0 + e^{-2.47 \cdot F_0^{0.07} \cdot V_f^{0.51} \cdot (R_d \cdot S/A)^{-0.41}}$$

ここに、 F_B 、 F :支圧および全面圧縮($B=125\text{mm}$ 時)強度(N/mm^2)、 A :支承面積(mm^2)、 A_i :支圧面積(mm^2)、 F_0 :母材の全面圧縮強度(N/mm^2)、 C_0 :母材の C 値、 V_f :鋼繊維体積混入率(%)、 R_d :相対骨材寸法(細骨材寸法($d=5\text{mm}$)で除した相対骨材寸法)、 S/A :細骨材率。

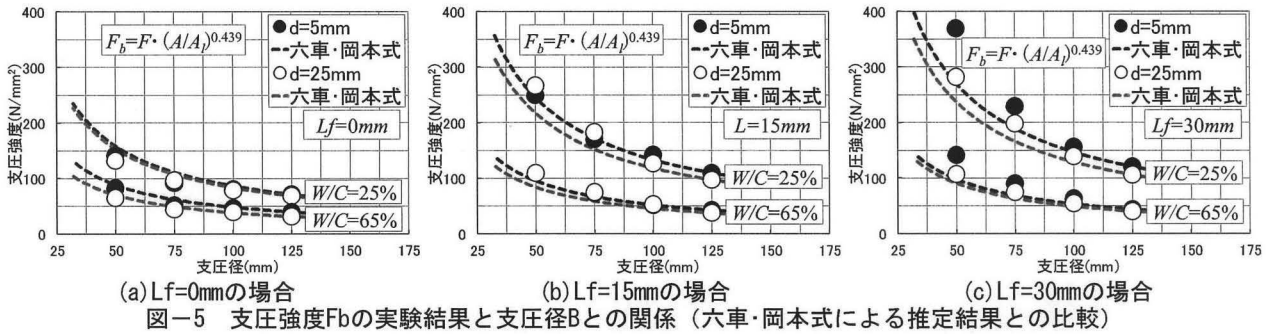


図-5 支圧強度 F_b の実験結果と支圧径 B との関係 (六車・岡本式による推定結果との比較)

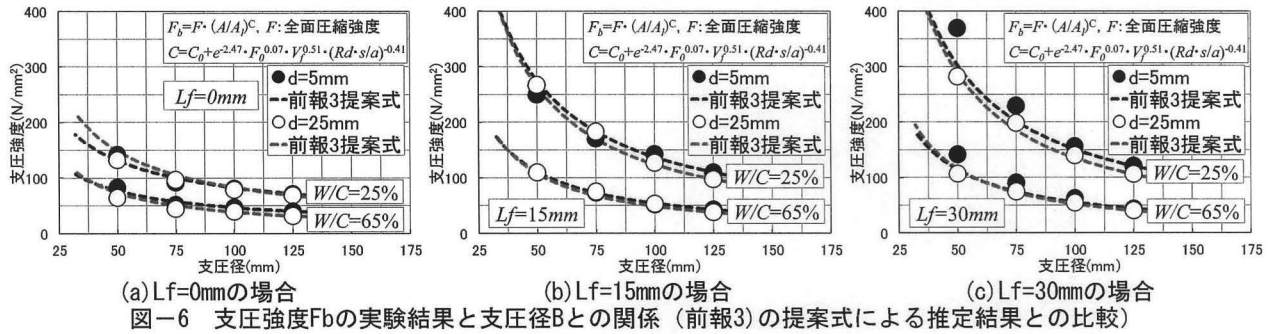


図-6 支圧強度 F_b の実験結果と支圧径 B との関係 (前報³⁾の提案式による推定結果との比較)

また、図-5および図-6は、本実験で得られた支圧強度と支圧径との関係に関する実験結果 (図中の●、○) と式(2)および式(3)による支圧強度の推定結果 (青色・赤色の破線) を比較したものである。これらの図および表によれば、六車・岡本式による支圧強度推定値は、鋼繊維無混入 ($L_f=0\text{mm}$) の試験体では、水セメント比 (W/C) および骨材寸法 (d) に関わらず実験結果と良く一致しているが、鋼繊維が混入されて内的な横拘束が大きくなると、鋼繊維長さ (L_f) が長くなるほど支圧径 (B) が75mm以下の領域でより過小評価となる傾向にある。これに対して、前報³⁾の提案式による支圧強度推定値は、六車・岡本式による支圧強度推定値と比べて全体的に実験結果と良く一致してはいるが、鋼繊維長さ (L_f) が30mmで骨材寸法 (d) が5mmの支圧径 (B) が75mm以下の領域で過小評価となり、その差は水セメント比 (W/C) が小さく、かつ母材強度が大きいものほど増大している。以上のことから、鋼繊維補強コンクリートの支圧強度は、一般的に鋼繊維体積混入率 (V_f) が同じであっても、骨材寸法 (d) が小さく、かつ鋼繊維長さ (L_f) が長いほど鋼繊維の影響が著しくなる傾向にあるといえる。

前報³⁾では、母材強度、鋼繊維体積混入率および骨材寸法の影響を考慮した支圧強度推定式を提案したが、上記の鋼繊維長さ (L_f) と骨材寸法 (d) の相互作用の影響を考慮していないため、これらの影響を取り入れたより汎用性のある支圧強度推定式を構築する必要がある。

4.3 内的コンファインド効果を考慮した支圧強度推定式

本研究では、前報³⁾と同様に、鋼繊維によって内的拘束を受けるコンクリートの支圧強度推定式として、

$$F_B = F \cdot (A/A_i)^C \quad (4)$$

を使用した場合の係数 (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コンクリートの全面圧縮強度 (F) を母材の全面圧縮強度 (F_0) と鋼繊維の混入による強度増分 (ΔF) との和で定義した。

$$F = F_0 + \Delta F \quad (5)$$

なお、上式中の ΔF は、前報³⁾では考慮していない鋼繊維長さの影響が考慮できる式(6)を用いて評価した。

$$\Delta F = a \cdot F_0^b \cdot V_f^c \cdot (L_f/d)^d \cdot (L_f/D_f)^e \cdot (Rd \cdot a/s)^f \quad (6)$$

ここに、 F_0 : 母材の全面圧縮強度 (N/mm^2)、 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、 $Rd \cdot a/s$: 細骨材を基準とした相対骨材寸法×全骨材容積比、 $a \sim f$: 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コンクリートの C 値も母材の C 値 (C_0) と鋼繊維の混入による C 値の増分 (ΔC) との和で定義した。

$$C = C_0 + \Delta C \quad (7)$$

なお、上式の ΔC に関しても、 ΔF 値と同様に鋼繊維長さの影響が考慮できる次の式(8)を用いて評価した。

$$\Delta C = g \cdot F_0^h \cdot V_f^i \cdot (L_f/d)^j \cdot (L_f/D_f)^k \cdot (Rd \cdot a/s)^l \quad (8)$$

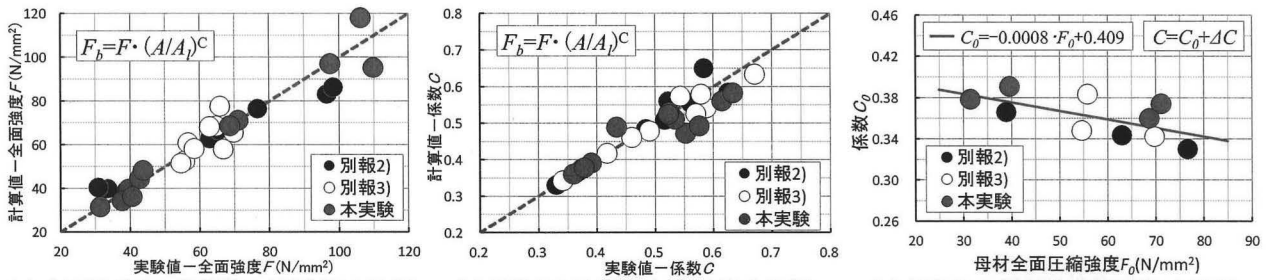
ここに、 $F_0 \sim a/s$: 式(6)の注を参照、 $g \sim l$: 実験定数。

(3) F 値および C 値の定量化

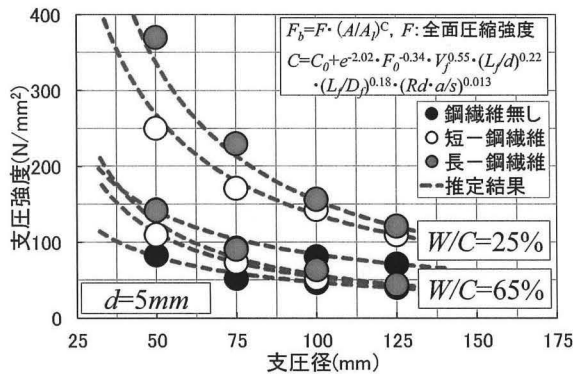
本支圧実験結果、並びに前報の2)および3)で示した鋼繊維補強コンクリートに関する実験結果を用いて、式(6)および式(8)中の実験定数を定量化した結果、 F 値および C 値として次に示す式(9)および式(10)が得られた。

$$F = F_0 + e^{-15.1} \cdot F_0^{2.74} \cdot V_f^{0.57} \cdot (L_f/d)^{-1.20} \cdot (L_f/D_f)^{1.98} \cdot (Rd \cdot a/s)^{-0.80} \quad (9)$$

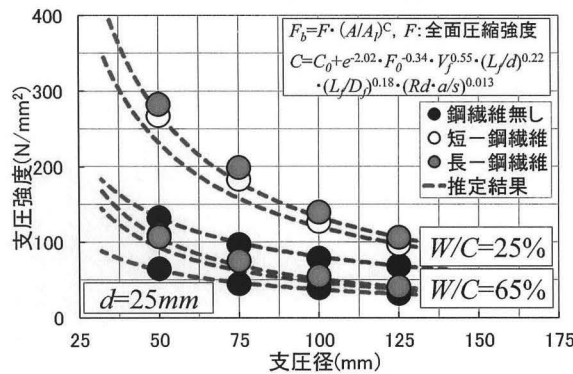
$$C = C_0 + e^{-2.02} \cdot F_0^{-0.34} \cdot V_f^{0.55} \cdot (L_f/d)^{0.22} \cdot (L_f/D_f)^{0.18} \cdot (Rd \cdot a/s)^{0.01} \quad (10)$$



(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-7 F値、C値およびC₀値に関する重回帰分析結果



(a) モルタル (d=5mm) の場合



(b) コンクリート (d=25mm) の場合

図-8 支圧強度F_b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

図-7(a)および(b)は、それぞれF値およびC値に関する実験値と式(9)および式(10)による計算値とを比較したものであるが、F値およびC値の実験値と計算値は、比較的良く一致していることがわかる。また、図-7(c)は、母材のC値(C₀)と全面圧縮強度(F₀)との関係を示したものである。図によれば、C₀値は、前報³⁾と同様にF₀値と式(11)のような線形関係にあることがわかる。

$$C_0 = -0.0008F_0 + 0.409 \quad (11)$$

(4) 本研究で提案した支圧強度推定式の適用性

図-8(a)および(b)は、前掲の式(4)中のF値およびC値を、前掲の式(9)～式(11)で評価した場合の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を骨材寸法(d)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³⁾で提案した支圧強度推定式と比べて、水セメント比(W/C)に関わらず支圧強度と鋼繊維長さ(L_f)との関係に及ぼす骨材寸

表-5 逆解析結果一覧

シリズ名	支圧径B (mm)	実験結果		逆解析結果			逆解析結果					
		P _c (kN)	δ _c (mm)	τ _{max} (MPa)	ε _{max} (με)	A	n	iP _{cc} (kN)	iP _{cc} /P _c	iδ _{cc} (mm)	iδ _{cc} /δ _c	
W25	125	873	1.01	1.64	1325	1.14	0.48	870	1.00	1.01	1.00	
	100	633	0.86	2.63	2531	0.99	0.48	615	0.97	0.86	1.00	
	75	407	0.53	3.66	1728	0.76	0.51	393	0.97	0.53	1.00	
	-V0	50	279	0.48	4.76	1675	1.07	0.01	275	0.98	0.48	1.00
W25	125	1348	1.43	4.07	4884	1.36	0.33	1346	1.00	1.43	1.00	
	100	1120	1.22	6.42	3597	0.82	0.52	1084	0.97	1.18	0.97	
	75	755	0.92	7.59	2722	0.71	0.66	745	0.99	0.88	0.96	
	-S2	50	490	0.93	7.90	2916	1.09	0.66	473	0.96	0.93	1.00
W25	125	1484	1.43	3.75	3967	1.12	0.46	1299	0.88	1.49	1.04	
	100	1229	1.44	6.38	4007	0.80	0.59	1129	0.92	1.32	0.92	
	75	1015	1.74	9.12	5158	1.90	0.35	1014	1.00	1.91	1.10	
	-L2	50	726	2.15	12.16	5389	1.13	0.55	737	1.02	1.73	0.80
W25	125	843	0.92	2.46	3443	0.96	0.65	922	1.09	0.92	1.00	
	100	618	0.63	3.43	1962	0.89	0.42	601	0.97	0.69	1.10	
	75	427	0.53	3.86	1702	0.75	0.55	409	0.96	0.51	0.96	
	-V0	50	260	0.40	4.44	1322	0.64	0.66	256	0.98	0.40	1.00
W25	125	1196	1.06	4.19	3049	0.62	0.63	1164	0.97	1.04	0.98	
	100	1000	0.95	5.92	2884	0.73	0.64	965	0.97	0.95	1.00	
	-S2	75	809	0.98	7.75	3066	0.85	0.64	787	0.97	0.98	1.00
	50	525	0.91	8.60	2951	1.07	0.65	508	0.97	0.91	1.00	
W25	125	1304	1.11	4.57	3254	0.67	0.64	1258	0.96	1.14	1.03	
	100	1098	1.41	5.34	4222	0.63	0.66	1065	0.97	1.41	1.00	
	75	878	1.18	8.47	3506	1.08	0.62	874	1.00	1.18	1.00	
	-L2	50	554	1.06	8.95	3218	1.21	0.65	536	0.97	1.06	1.00
W65	125	486	1.08	0.19	1140	1.66	0.15	441	0.91	1.03	0.95	
	100	367	0.72	1.28	2043	0.66	0.55	352	0.96	0.68	0.94	
	75	229	0.44	1.80	1331	0.79	0.54	215	0.94	0.44	1.00	
	-V0	50	163	0.42	1.64	1063	1.37	0.27	109	0.67	0.35	0.83
W65	125	525	1.13	0.43	1967	1.24	0.40	504	0.96	1.03	0.91	
	100	408	0.96	0.73	1699	1.45	0.27	345	0.85	0.87	0.91	
	-S2	75	326	0.91	1.82	2690	1.55	0.43	316	0.97	1.21	1.33
	50	216	1.00	2.66	3215	1.41	0.59	210	0.97	1.00	1.00	
W65	125	537	1.15	0.47	1533	1.08	0.66	512	0.95	1.15	1.00	
	100	494	1.27	1.51	3114	1.03	0.93	474	0.96	1.27	1.00	
	-S2	75	400	1.33	2.68	6028	3.81	0.27	410	1.03	2.06	1.55
	50	279	1.64	3.57	3525	1.93	0.89	268	0.96	1.43	0.87	
W65	125	386	0.78	0.61	1320	0.82	0.57	360	0.93	0.92	1.18	
	100	310	0.60	1.26	1532	0.75	0.56	280	0.90	0.53	0.88	
	75	196	0.42	1.79	1400	0.77	0.58	206	1.05	0.42	1.00	
	-V0	50	127	0.34	2.35	1290	0.62	0.70	135	1.06	0.34	1.00
W65	125	463	1.02	0.60	2315	1.34	0.54	460	0.99	1.02	1.00	
	100	418	1.06	1.66	2734	1.45	0.48	418	1.00	1.06	1.00	
	-S2	75	331	0.96	2.62	2470	1.43	0.55	327	0.99	0.96	1.00
	50	216	0.87	3.12	2841	1.88	0.39	215	1.00	0.87	1.00	
W65	125	498	1.12	0.94	1955	0.95	0.71	480	0.96	1.12	1.00	
	100	430	1.48	1.17	2572	1.69	0.49	428	1.00	1.48	1.00	
	-S2	75	331	2.79	2.63	2479	1.46	0.46	328	0.99	0.96	0.34
	50	210	1.64	1.68	5134	2.52	0.26	202	0.96	2.52	1.54	

法(d)の影響が良く説明できているのがわかる。

4.4 支圧載荷時の荷重-軸変位関係

表-5は、前掲の図-3の解析モデルの解法として逆解析手法を用いて求めた式(1)中の実験定数(τ_{max}, ε_{max}, Aおよびn)の算定結果、並びに最大荷重および最大荷重時の軸変位に関する実験値と推定値との比較を一覧表にして示したものであるが、最大荷重および最大荷重時の

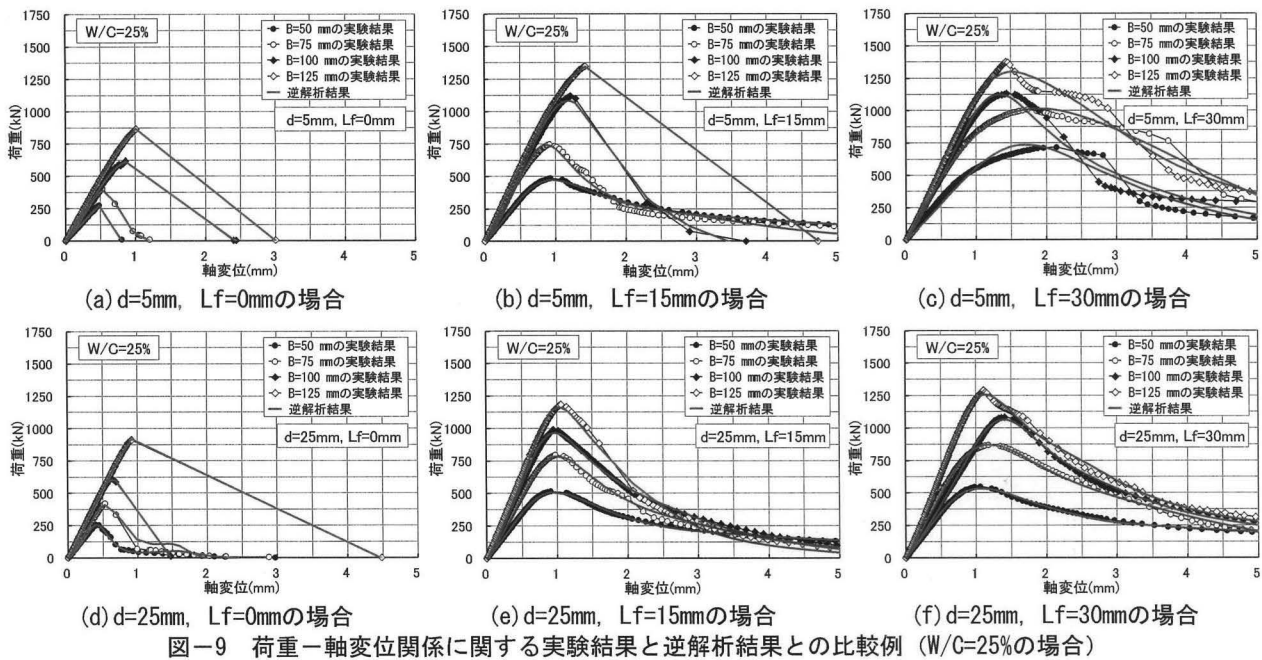


図-9 荷重-軸変位関係に関する実験結果と逆解析結果との比較例 (W/C=25%の場合)

軸変位に関する実験値と推定値は、非常に良く一致しているのがわかる。また、一般的に支圧径 (B) が小さくなってかぶり厚さが厚く、かつ鋼繊維長さ (L_f) が長くなるほど、支圧部・かぶり部界面でのせん断滑り抵抗が著しくなるため、最大耐力時における支圧部側面のせん断応力度 (τ_{max}) は、増大する傾向を示している。なお、これらの傾向は、前述したひび割れの進展状況とも一致している。図-9(a)~(f)は、水セメント比 (W/C) が25%の鋼繊維補強コンクリートの荷重-軸変位関係に関する実験結果と解析結果の比較を支圧径 (B)、骨材寸法 (d) および鋼繊維長さ (L_f) 別に示した例である。これらの図によれば、実験結果と解析結果は、鋼繊維無混入の場合 ($L_f=0\text{mm}$) 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コンクリートの荷重-軸変位関係は、支圧部に対する鋼繊維とかぶり部の横拘束による多軸効果成分と支圧部・かぶり部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。

5. 結論

- 1) 前報³⁾で提案した鋼繊維補強コンクリートの支圧強度推定式は、六車・岡本式に比べて全体的に実験結果と良く一致するが、鋼繊維長さが30mmで骨材寸法が5mmのモルタルの場合には、過小評価となり、その差は母材強度が大きくなるほど増大する。
- 2) 鋼繊維補強コンクリートの支圧強度と支圧径との関係に及ぼす母材強度、鋼繊維混入率、骨材寸法および鋼繊維長さの影響は、本研究で提案した式(9)~式(11)を用いることによって精度良く評価できる。
- 3) 支圧荷重を受ける鋼繊維補強コンクリートの同一軸変位時の荷重は、鋼繊維による多軸効果と支圧部

側面でのせん断抵抗による荷重成分に分類でき、最大耐力時の支圧部側面のせん断応力度は、一般的に支圧径が小さく、かつ鋼繊維が長いほど増大する。

謝辞

本実験の実施およびデータ整理に際して多大のご助力を得た愛知工業大学学部学生の大城創太郎君、泊一将君、野本悠太君および渡辺康暉君に対して謝意を表します。

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) 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
- 5) 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
- 6) 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
- 7) 六車照, 岡本伸: 局部荷重を受けるコンクリートの支圧強度に関する研究, プレストレストコンクリート, 第5巻, 第5号, pp.22-29, 1963.10