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と骨材寸法 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),

	W/C	骨材	鋼繊維	詳細	試験体	古口汉	
シリーズ名	$\frac{W}{C}$	寸法	寸 法	混入率	直 径	高さ	又/工任
	(70)	$d \pmod{d}$	(mm)	Vf (%)	$D (\mathrm{mm})$	H(mm)	Б (mm)
W25-d05-V0			_	0.0			125,
W25-d05-S2	25	5	φ0.34×15	2.0	φ125	250	100,
W25-d05-L2			φ0.34×30	2.0			75, 50
W25-d25-V0				0.0			125,
W25-d25-S2	25	25	φ0.34×15	2.0	φ125	250	100,
W25-d25-L2			φ0.34×30	2.0			75, 50
W65-d05-V0			I	0.0			125,
W65-d05-S2	65	5	φ0.34×15	2.0	φ125	250	100,
W65-d05-L2			φ0.34×30	2.0			75, 50
W65-d25-V0				0.0			125,
W65-d25-S2	65	25	φ0.34×15	2.0	φ125	250	100,
W65-d25-L2			φ0.34×30	2.0			75, 50

表-1 実験の概要

鋼繊維長さ(Lf: 15および30mmの2種類),鋼繊維体積 混入率 (Vf: 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(ϕ 0.34×15mm, ϕ 0.34×30mm,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 ↓125×250mmのプラスチック製型枠に2層に分けて行 い,棒状バイブレータを使用して締固めを十分に行った。



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) *1 工学研究科生産・建設工学専攻 修士(工学)

愛知工業大学大学院 (正会員) *2

愛知工業大学 工学部建築学科教授 博士(工学) *3 (正会員)

愛知工業大学 工学部建築学科教授 *4 工博 (正会員)

表-2 標準調合表

W/C	d	Vf	S/C	単位量 (kg/m ³)					減水剤	消泡剤
(%)	(mm)	(%)		セメント	水	細骨材	粗骨材	鋼繊維	(kg/m ³)	(kg/m ³)
25	5	0.0	0.9	1068	267	961	_	—	21.35	I
		2.0		1046	261	941	_	157	20.91	4.18
25	25	0.0	0.9	686	172	618	903	_	13.73	
		2.0		672	168	605	885	157	13.45	2.69
65	5	0.0	2.4	515	335	1235	_	_	1.54	I
		2.0		504	328	1210	_	157	1.51	0.30
65	25	0.0	2.4	331	215	794	903	-	0.99	-
		2.0	2.4	324	211	778	885	157	0.97	0.19
[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。

	衣一5 竹杆武驶和朱										
	W/C	骨材 寸法 d (mm)	試験	養生	密度	強度試	ヤング				
	(0/2)				$(\alpha/\alpha m^3)$	引 張	圧 縮	係数			
	(70)		이며 다가	714	(g/cm)	(MPa)	(MPa)	(GPa)			
	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			
1	65	5 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	_			
65	25	40日	封緘	2.26	2 52	20.1	24.6				

表-3 材料試験結果

[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





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 載荷スピードになるように漸増1軸支圧載荷を行って荷 重一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軸支圧載荷中の試験体の軸変位(載荷 板間変位(前掲の図-2参照))の計測には、ストローク50 mm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ー軸 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 荷重ー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ー軸変位関係には、別報^{4),5)}と同様に次のせん断応力度(**7**)-平均軸ひずみ度(**8**)関係を用いた。

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

ここに、*TmaxとEmax*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/Emax*(*Ei*および*Emax*: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-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-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 *Tmax、Emax、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(Lf=0mm)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(Lf)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(Lf)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(Pc) の一覧を、図-4は、圧縮耐力と鋼繊維長さ(Lf)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(Pc)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(Lf)の増大に伴う圧縮 耐力(Pc)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(*mPcc=FB×At*)および支圧強度推定式の推定精度(計 算値/実験値(*mPcc/Pc*, *gPcc/Pc*))も併示してある。

 $FB = F \cdot (A/Al)^{0.439}$

試験体記号 mPcc gPcc Pc*mPcc* gPcc (kN) (kN)/Pc (kN) /PcW25-d05-V0-B125 873 1.00 1.00 873 873 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 1.00 1.00 1349 1349 W25-d05-S2-B100 1120 0.94 1050 0.96 1080 W25-d05-S2-B075 1.01 1.13 755 760 856 W25-d05-S2-B050 490 0.98 1.10 482 541 W25-d05-L2-B125 1484 1.00 1.00 1483 1483 W25-d05-L2-B100 1229 1155 0.94 0.97 1187 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 1.00843 1.00 W25-d25-V0-B100 618 656 1.06 652 1.06 W25-d25-V0-B075 427 475 1.11 1.15 490 W25-d25-V0-B050 260 1.16 1.13 302 293 1196 W25-d25-S2-B125 1196 1.00 1.00 1196 W25-d25-S2-B100 1000 931 0.93 977 0.98 W25-d25-S2-B075 0.99 809 674 0.83 799 W25-d25-S2-B050 525 521 0.99 428 0.82 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 0.99 878 735 0.84 871 W25-d25-L2-B050 554 0.84 1.03 467 568 W65-d05-V0-B125 486 1.00 486 1.00 486 W65-d05-V0-B100 367 379 1.03 1.00 366 229 W65-d05-V0-B075 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 0.91 296 341 1.05 W65-d05-S2-B050 216 188 0.87 219 1.01 W65-d05-L2-B125 537 1.00 537 537 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]Pc:最大耐力実験結果, mPcc^{*1}:六車・岡本式による推定 結果, gPcc^{*2}:前報3)の提案式による推定結果。

 $F_{B}=F \cdot (A/Al)^{C} \\ C = C_{0} + e^{-2.47} \cdot F_{0}^{0.07} \cdot V_{f}^{0.51} \cdot (Rd \cdot S/a)^{-0.41}$ (3)

ここに、*FB*、*F*:支圧および全面圧縮(*B*=125mm時)強度 (N/mm²), *A*:支承面積 (mm²), *Al*:支圧面積(mm²), *F0*:母材の全面圧縮強度(N/mm²), *C0*:母材のC値, *Vf* :鋼繊維体積混入率 (%), *Rd*:相対骨材寸法(細骨材寸 法(*d*=5mm)で除した相対骨材寸法), *S/a*:細骨材率。

(2)

表-4 実験結果一覧

支圧耐力推定結果

実験結果



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(Lf=0mm)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(Lf) 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(Lf)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(Vf)が同じであっても,骨 材寸法(d)が小さく、かつ鋼繊維長さ(Lf)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(*Lf*)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,

 FB=F・(A/Ai)^C
 (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(Fo)と 鋼繊維の混入による強度増分(*ΔF*)との和で定義した。

 $F = F_0 + \Delta F \tag{5}$

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。

ΔF=a・Fo^b・Vf^c・(Lf/d)^d・(Lf/Df)^e・(Rd·a/s)^f
 (6)
 ここに、Fo:母材の全面圧縮強度(N/mm²)、Vf:鋼繊
 維体積混入率(%)、Lf/d:鋼繊維長さ/骨材寸法、Lf/Df
 :鋼繊維長さ/鋼繊維断面寸法、Rd·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 的拘束を受けるコンクリートのC値も母材のC値(Co)と 鋼繊維の混入によるC値の増分(*ΔC*)との和で定義した。

$C = C_0 + \Delta C \tag{7}$

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。

ΔC=g·*F*₀^h·*V*_fⁱ·(*Lf*/*d*)ⁱ·(*Lf*/*D*f)^k·(*Rd*·*a*/*s*)¹ (8) ここに, *F*₀~*a*/*s*:式(6)の注を参照, g~1: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。

 $F = F_0 + e^{-15.1} \cdot F_0^{2.74} \cdot V_f^{0.57} \cdot (Lf/d)^{-1.20} \cdot (Lf/Df)^{1.98}$

 $(Rd \cdot a/s)^{-0.80}$ (9) $C = C_0 + e^{-2.02} \cdot F_0^{-0.34} \cdot V_f^{0.55} \cdot (Lf/d)^{0.22} \cdot (Lf/Df)^{0.18} \cdot$

$Rd \cdot q/S$ 0.01	(10))
$\pi (u/S)$	(10	"



(b) コンクリート (d=25mm) の場合 支圧強度Fbの実験結果と支圧径Bとの関係 図-8 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(Co)と全面圧縮強度(Fo)との関係を 示したものである。図によれば、Co値は、前報3)と同様 にFo値と式(11)のような線形関係にあることがわかる。

Co=-0.0008Fo+0.409 (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(Lf)との関係に及ぼす骨材寸

			÷								0.00
W25	125	843	0.92	2.46	3443	0.96	0.65	922	1.09	0.92	1.00
125	100	618	0.63	3.43	1962	0.89	0.42	601	0.97	0.69	1.10
-u25 V0	75	427	0.53	3.86	1702	0.75	0.55	409	0.96	0.51	0.96
- 00	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
425	100	1000	0.95	5.92	2884	0.73	0.64	965	0.97	0.95	1.00
-u25	75	809	0.98	7.75	3066	0.85	0.64	787	0.97	0.98	1.00
-32	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
425	100	1098	1.41	5.34	4222	0.63	0.66	1065	0.97	1.41	1.00
-u25	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
d05	100	367	0.72	1.28	2043	0.66	0.55	352	0.96	0.68	0.94
-V0	75	229	0.44	1.80	1331	0.79	0.54	215	0.94	0.44	1.00
- • 0	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
-d05	100	408	0.96	0.73	1699	1.45	0.27	345	0.85	0.87	0.91
-52	75	326	0.91	1.82	2690	1.55	0.43	316	0.97	1.21	1.33
-32	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
-d05	100	494	1.27	1.51	3114	1.03	0.93	474	0.96	1.27	1.00
12	75	400	1.33	2.68	6028	3.81	0.27	410	1.03	2.06	1.55
-L2	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
-d25	100	310	0.60	1.26	1532	0.75	0.56	280	0.90	0.53	0.88
-V0	75	196	0.42	1.79	1400	0.77	0.58	206	1.05	0.42	1.00
••	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
-d25	100	418	1.06	1.66	2734	1.45	0.48	418	1.00	1.06	1.00
-52	75	331	0.96	2.62	2470	1.43	0.55	327	0.99	0.96	1.00
-52	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
-d25	100	430	1.48	1.17	2572	1.69	0.49	428	1.00	1.48	1.00
-12	75	331	2.79	2.63	2479	1.46	0.46	328	0.99	0.96	0.34
12	50	210	1.64	1.68	5134	2.52	0.26	202	0.96	2.52	1.54

80

ISC

1.00

1.00

1.00

1.00

0.97

1.00

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 ($\tau_{max}, \varepsilon_{max}, A$ 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



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(Lf)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(Tmax)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ー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(Lf)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(Lf=0mm)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ー軸変 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

- 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)支圧載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

- 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
- 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) 六車熙,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