

論文 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

関 俊力*1・瀬古 繁喜*2・山田 和夫*3

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骨材寸法および鋼繊維混入量の影響について実験的・解析的に検討を行った。その結果、六車・岡本式による支圧強度の推定値は、鋼繊維混入量が多くなると過小評価となること、支圧強度に及ぼす骨材寸法、母材強度および鋼繊維混入量の影響は、これらの交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、支圧載荷時の鋼繊維補強コンクリートの荷重－軸変位関係は、支圧部が鋼繊維およびかぶり部による横拘束によって生じる多軸効果成分と支圧部側面が生じるせん断抵抗成分の和として合理的に評価できること、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、支圧強度、変形特性、多軸効果、せん断抵抗

1. はじめに

筆者らは、従来から帯筋や鋼管などによって外的拘束を受けるコンファインドコンクリートの支圧特性に関し一連の実験的^{1),2)}および解析的^{3),4)}な検討を行っており、これまでに、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を報告した。また、前報²⁾では、鋼繊維によって内的拘束を受ける鋼繊維補強モルタルの支圧特性を取り上げて、帯筋や鋼管による外的拘束との違いについて実験的検討を行った。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の支圧特性に及ぼす骨材寸法、鋼繊維混入量およびそれらの相互作用の影響を調査するために、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 $\phi 150 \times 300$ mmの円柱体を使用し、実験要因としては、骨材寸法(d : 5, 15および25mmの3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)、並びに支圧径(B : 50, 75, 100および145mmの4種類)を取り上げて一連の実験を行った。なお、本実験では、水セメント比(W/C)は45%の一定とした。

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 220 ± 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: 2.58g/cm^3)および山砂

表-1 実験の概要

試験体記号	W/C (%)	粗骨材寸法 d (mm)	鋼繊維混入率 V_f (%)	試験体外形寸法		支圧径 B (mm)
				直径 D (mm)	高さ H (mm)	
W45-d05-V0-B145	45	5	0.0	$\phi 150$	300	$\phi 145$
W45-d05-V0-B100						$\phi 100$
W45-d05-V0-B075						$\phi 75$
W45-d05-V0-B050						$\phi 50$
W45-d05-V2-B145	45	5	2.0	$\phi 150$	300	$\phi 145$
W45-d05-V2-B100						$\phi 100$
W45-d05-V2-B075						$\phi 75$
W45-d05-V2-B050						$\phi 50$
W45-d05-V4-B145	45	5	4.0	$\phi 150$	300	$\phi 145$
W45-d05-V4-B100						$\phi 100$
W45-d05-V4-B075						$\phi 75$
W45-d05-V4-B050						$\phi 50$
W45-d15-V0-B145	45	15	0.0	$\phi 150$	300	$\phi 145$
W45-d15-V0-B100						$\phi 100$
W45-d15-V0-B075						$\phi 75$
W45-d15-V0-B050						$\phi 50$
W45-d15-V2-B145	45	15	2.0	$\phi 150$	300	$\phi 145$
W45-d15-V2-B100						$\phi 100$
W45-d15-V2-B075						$\phi 75$
W45-d15-V2-B050						$\phi 50$
W45-d15-V4-B145	45	15	4.0	$\phi 150$	300	$\phi 145$
W45-d15-V4-B100						$\phi 100$
W45-d15-V4-B075						$\phi 75$
W45-d15-V4-B050						$\phi 50$
W45-d25-V0-B145	45	25	0.0	$\phi 150$	300	$\phi 145$
W45-d25-V0-B100						$\phi 100$
W45-d25-V0-B075						$\phi 75$
W45-d25-V0-B050						$\phi 50$
W45-d25-V2-B145	45	25	2.0	$\phi 150$	300	$\phi 145$
W45-d25-V2-B100						$\phi 100$
W45-d25-V2-B075						$\phi 75$
W45-d25-V2-B050						$\phi 50$
W45-d25-V4-B145	45	25	4.0	$\phi 150$	300	$\phi 145$
W45-d25-V4-B100						$\phi 100$
W45-d25-V4-B075						$\phi 75$
W45-d25-V4-B050						$\phi 50$

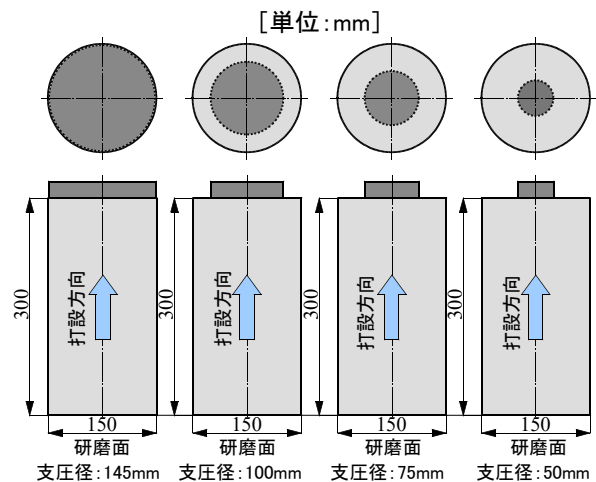


図-1 試験体の形状・寸法

*1 愛知工業大学大学院 工学研究科生産・建設工学専攻 修士(工学) (正会員)

*2 愛知工業大学 工学部建築学科教授 博士(工学) (正会員)

*3 愛知工業大学 工学部建築学科教授 工博 (正会員)

表-2 標準調合表

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	鋼繊維		
45	5	0.0	2.0	633	285	1,266	—	—	4.43	—
		2.0		620	279	1,241	—	157	4.34	0.87
		4.0		607	273	1,215	—	314	4.25	0.85
45	15	0.0	2.0	407	183	814	903	—	2.85	—
		2.0		399	179	797	885	157	2.79	0.56
		4.0		390	176	781	866	314	2.73	0.55
45	25	0.0	2.0	407	183	814	903	—	2.85	—
		2.0		399	179	797	885	157	2.79	0.56
		4.0		390	176	781	866	314	2.73	0.55

[注]減水剤:HP-11, 消泡剤:AFK-2(100倍希釈)。

表-3 材料試験結果

粗骨材 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)	
5	28日	水中	2.20	3.90	55.9	—
	37日	封緘	2.16	3.45	54.4	28.1
15	28日	水中	2.29	3.52	48.2	—
	37日	封緘	2.26	3.50	48.1	30.3
25	28日	水中	2.31	3.75	47.2	—
	37日	封緘	2.27	3.34	47.0	30.9

[注]材齢37日は、支圧実験直前の結果。

利 (最大寸法: 15および25mm, 表乾密度: 2.60g/cm³), 高張力鋼繊維 (φ 0.38×30mm, 引張強度: 2,610N/mm²), 減水剤 (HP-11), 並びに消泡剤 (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φ 150×300mmの鋼製型枠に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。なお, 母材ベースモルタルの実測フロー値は210, 質量法により算定した試験体中の空気量は後掲の表-4に示す通である。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36日目で研磨を行い, 材齢40~41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φ 100×200mm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) の時点で圧縮および引張強度試験を行った。本実験で用いた母材モルタルおよび母材コンクリートに関する材料試験結果を表-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手動で漸増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で観察するとともに, 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。

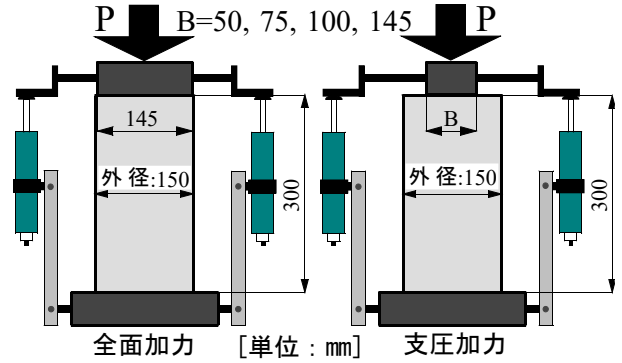
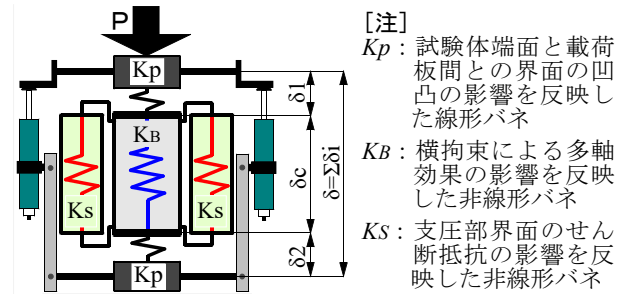


図-2 試験体の加力および軸変位の測定要領

図-3 解析モデル⁴⁾

[注]

K_p: 試験体端面と荷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

3. 解析方法

本研究では, 別報^{3),4)}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な多軸効果成分と支圧部側面の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モルタルおよび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モルタルおよびコンクリートの荷重-軸変位関係の多軸効果成分は, 別報^{3),4)}で提案したエンドクロニック理論⁵⁾を適用した1要素モデルで評価した。すなわち, 変位制御の1軸支圧荷重時の多軸効果成分は, 平均軸ひずみ度 $\Delta \epsilon_{11}$ が既知で平均軸応力度 $\Delta \sigma_{11}$ を未知とする問題となり, 次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \Delta \sigma_{12} &= \Delta \sigma_{23} = \Delta \sigma_{31} = 0 \\ \Delta \sigma_{22} &= -\frac{b^2 - a^2}{2a^2} E_c \cdot \Delta \epsilon_{22} - \frac{a^2 + b^2}{2a^2} eqp_w \cdot E_s \cdot \Delta \epsilon_{22} \\ \Delta \sigma_{33} &= -\frac{b^2 - a^2}{2a^2} E_c \cdot \Delta \epsilon_{33} - \frac{a^2 + b^2}{2a^2} eqp_w \cdot E_s \cdot \Delta \epsilon_{33} \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

ここに, a および b は, 支圧部半径および試験体半径, E_c および E_s は, モルタル (またはコンクリート) および鋼繊維のヤング係数, eqp_w は, 等価横補強比 (鋼繊維による内的拘束を等価な鋼管による外的拘束として評価した場合の横補強比³⁾で, 予備解析によって求めた) である。

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－軸変位関係には、別報^{3),4)}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。

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

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および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 E_i/E_{max} (E_i 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、何れの数値も次の3.3節に示す手順に従って算定した。

3.3 全荷重－軸変位関係の評価方法

軸変位(δc)は、式(1)と式(2)中の平均軸ひずみ度(ϵ_{II})に試験体高さ(H)を乗じることによって算出し、全荷重(P)は、軸変位が δc 時に式(1)で算出される応力度(σ_{II})に支圧面積を乗じた多軸拘束成分と式(2)によるせん断応力度(τ)に支圧部側面積を乗じたせん断抵抗成分の和として求めた。なお、式(2)中の τ_{max} 、 ϵ_{max} 、 A および実験定数(n)は、荷重－軸変位関係に関する実験結果と式(1)から求まる多軸拘束成分との差をせん断抵抗成分とみなし、せん断抵抗成分の荷重－軸変位関係に関する実験結果と式(2)の計算結果との差の二乗和が最小となる値として、マルカート法を適用した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、鋼繊維体積混入率(V_f)が0.0%の試験体では、骨材寸法に関わらず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、 V_f が2.0および4.0%の試験体では、全体的な破壊パターンは、 V_f が0.0%の試験体と類似していたが、何れの試験体も鋼繊維の混入によって、上記のコーン形せん断滑り面の形成と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)

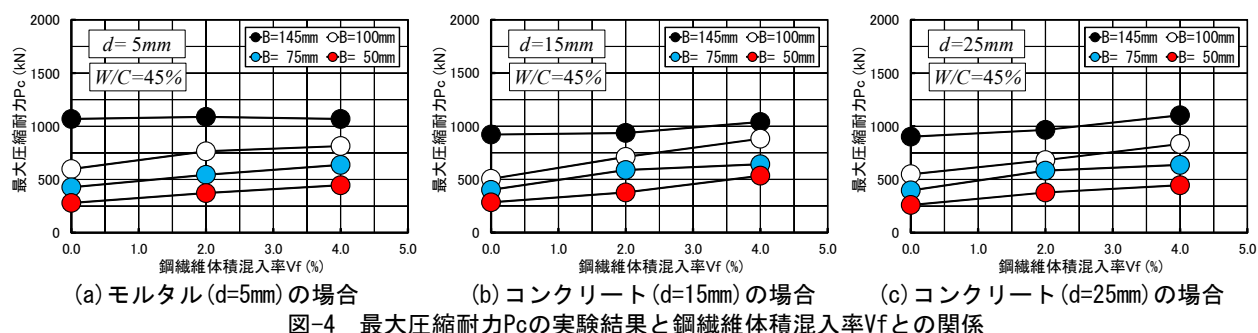
表-4 実験結果一覧

試験体記号	実験結果			解析結果			
	P_c (kN)	δc (mm)	算定 空気量 (%)	mP_{cc}^{*1} (kN)	mP_{cc}/P_c	gP_{cc}^{*2} (kN)	gP_{cc}/P_c
W45-d05-V0-B145	1,079	1.27	0.76	1,079	1.00	1,087	1.01
W45-d05-V0-B100	598	1.18		711	1.19	667	1.11
W45-d05-V0-B075	427	0.52		515	1.21	457	1.07
W45-d05-V0-B050	280	0.52		327	1.17	268	0.96
W45-d05-V2-B145	1,089	1.21	0.77	1,089	1.00	1,171	1.08
W45-d05-V2-B100	765	1.02		717	0.94	812	1.06
W45-d05-V2-B075	544	0.82		520	0.95	611	1.12
W45-d05-V2-B050	373	1.05		330	0.88	410	1.10
W45-d05-V4-B145	1,069	1.17	1.36	1,069	1.00	1,085	1.01
W45-d05-V4-B100	814	1.18		705	0.87	792	0.97
W45-d05-V4-B075	637	1.31		510	0.80	620	0.97
W45-d05-V4-B050	446	1.59		324	0.73	440	0.99
W45-d15-V0-B145	922	0.93	2.33	922	1.00	869	0.94
W45-d15-V0-B100	505	0.64		608	1.20	582	1.15
W45-d15-V0-B075	402	0.51		440	1.09	427	1.06
W45-d15-V0-B050	284	0.52		279	0.98	276	0.97
W45-d15-V2-B145	937	1.00	1.93	937	1.00	939	1.00
W45-d15-V2-B100	711	0.94		617	0.87	698	0.98
W45-d15-V2-B075	588	1.09		447	0.76	554	0.94
W45-d15-V2-B050	378	0.97		284	0.75	401	1.06
W45-d15-V4-B145	1,040	1.40	1.21	1,040	1.00	1,062	1.02
W45-d15-V4-B100	883	1.61		685	0.78	824	0.93
W45-d15-V4-B075	642	1.37		496	0.77	678	1.06
W45-d15-V4-B050	534	2.05		315	0.59	514	0.96
W45-d25-V0-B145	902	0.87	1.63	902	1.00	851	0.94
W45-d25-V0-B100	549	0.61		595	1.08	552	1.01
W45-d25-V0-B075	397	0.48		431	1.08	395	0.99
W45-d25-V0-B050	260	0.45		273	1.05	246	0.95
W45-d25-V2-B145	966	1.04	1.61	966	1.00	921	0.95
W45-d25-V2-B100	682	0.92		637	0.93	650	0.95
W45-d25-V2-B075	583	0.91		461	0.79	496	0.85
W45-d25-V2-B050	378	0.96		293	0.77	339	0.90
W45-d25-V4-B145	1,103	1.87	1.99	1,103	1.00	984	0.89
W45-d25-V4-B100	834	2.56		727	0.87	720	0.86
W45-d25-V4-B075	637	1.21		527	0.83	565	0.89
W45-d25-V4-B050	446	1.43		334	0.75	402	0.90

[注] P_c ：最大圧縮耐力実験結果、 δc ：最大圧縮耐力時の軸変位、 mP_{cc}^{*1} ：六車・岡本式による支圧強度の計算結果、 gP_{cc}^{*2} ：重回帰分析による支圧強度の計算結果。

および圧縮耐力時の載荷板間軸変位(δc)の一覧を、図-4は、圧縮耐力と鋼繊維体積混入率(V_f)との関係に及ぼす支圧径(B)の影響を骨材寸法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、一般的にモルタルに比べてコンクリートの方が、圧縮耐力(P_c)に及ぼす鋼繊維体積混入率(V_f)の影響が若干大きくなる傾向が認められる。

前掲の表-4中には、次の式(3)で表される六車・岡本が提案したコンクリートの支圧強度推定式⁶⁾による圧縮耐力の計算値($mP_{cc}=FB \times A_l$)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))も併示してある。



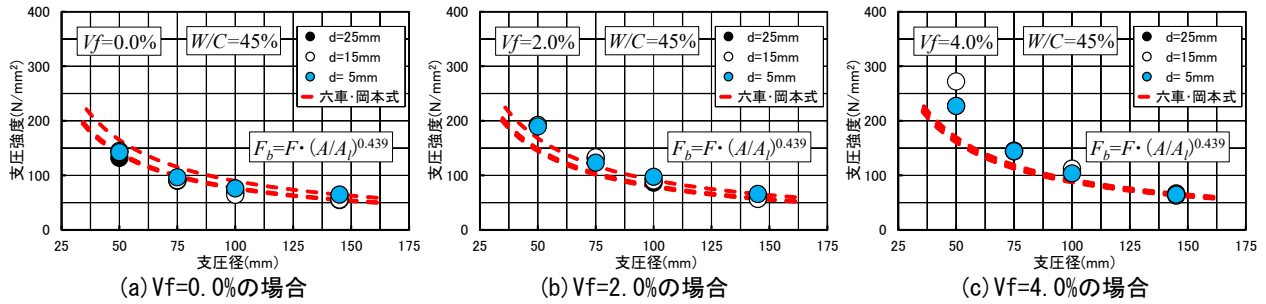


図-5 支圧強度 F_b の実験結果と支圧径 B との関係（六車・岡本式による推定結果との比較）

$$F_b = F \cdot (A/A_i)^{0.439} \quad (3)$$

ここに、 F_b ：支圧強度（ N/mm^2 ）， F ：全面圧縮強度（ N/mm^2 ）， A ：支承面積（ mm^2 ）， A_i ：支圧面積（ mm^2 ）。また、図-5は、本実験によって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(3)による支圧強度の推定結果（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、鋼繊維体積混入率（ V_f ）が0.0および2.0%の試験体では、骨材寸法に関わらず実験結果と良く一致しているが、 V_f が4.0%の場合には、支圧径が小さくなると過小評価となっている。また、鋼繊維体積混入率（ V_f ）が0.0%の場合（図-5(a)）の支圧強度は、支圧径に関わらずモルタルよりもコンクリートの方が若干小さくなっており、従来から認められている傾向と一致するが、鋼繊維が混入されると（図-5(b), (c)），骨材寸法の影響が小さくなる傾向にある。従って、鋼繊維によって内的拘束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強度と支圧径との関係は、帯筋や鋼管などの外的拘束を受ける場合¹⁾と同様に、鋼繊維による内的コンファインド効果によって影響を受け、一般的に骨材寸法が大きく、かつ鋼繊維による内的コンファインド効果が大きいほど、全面加力時の強度に対する支圧強度の増大が著しくなる傾向にあるといえる。

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²⁾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である F 値（モルタルおよびコンクリートの全面圧縮強度）および 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 ）を母材モルタルおよび母材コンクリートの全面圧縮強度（ F_0 ）と鋼繊維を混入したことによって生じる強度増分（ ΔF ）との和として定義した。

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

なお、上式中の ΔF については、全面圧縮強度に及ぼす各種要因の影響が考慮できる式として、前報²⁾でその適用性を確認している形式の式(6)を用いて評価した。

$$\Delta F = a \cdot F_0^b \cdot V_f^c \cdot (R_d \cdot s/a)^d \quad (6)$$

ここに、 F_0 ：母材モルタルおよび母材コンクリートの全面圧縮強度（ N/mm^2 ）， 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， a ， b ， c および d ：実験定数。

ただし、鋼繊維混入によって空気量に有意な変化が生じた場合は、 ΔF について以下の補正を便宜的に行った。

$$\Delta F = a \cdot F_0^b \cdot V_f^c \cdot (R_d \cdot s/a)^d + (e \cdot R_{AIR} + f) \cdot F_0 \quad (6)'$$

ここに、 R_{AIR} ：母材モルタルおよび母材コンクリートの空気量に対する相対空気量， e および 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、母材モルタルおよび母材コンクリートの C 値（ C_0 ）と鋼繊維の混入に起因して生じる C 値の増分（ ΔC ）との和として定義した。

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

なお、上式中の ΔC に関しても、上記の ΔF 値の場合と同様に、次の式(8)を用いて評価した。

$$\Delta C = g \cdot F_0^h \cdot V_f^i \cdot (R_d \cdot s/a)^j \quad (8)$$

ここに、 g ， h ， i および j ：実験定数。

(3) F 値および C 値の定量化

骨材寸法（ d ）および鋼繊維体積混入率（ V_f ）を実験要因として取り上げて実施した鋼繊維補強コンクリートに関する本支圧実験結果、並びに前報²⁾で示した水セメント比（ W/C ）および V_f を実験要因として取り上げて実施した既往の実験結果を用いて、式(6)および式(8)中の実験定数を重回帰分析によって定量化した結果、 F 値および C 値として次の式(9)および式(10)が得られた。

$$F = F_0 + \Delta F = F_0 + e^{-38.2} \cdot F_0^{9.15} \cdot V_f^{1.49} \cdot (R_d \cdot s/a)^{2.26} \quad (9)$$

$$C = C_0 + \Delta C = C_0 + e^{-2.47} \cdot F_0^{0.07} \cdot V_f^{0.51} \cdot (R_d \cdot s/a)^{-0.41} \quad (10)$$

図-6(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、良く一致していることがわかる。また、図-6(c)は、母材モルタルおよび母材コンクリートの C 値（ C_0 ）と全面圧縮強度（ F_0 ）との関係式として得られた式(11)による計算値と実験値を比較したものである。

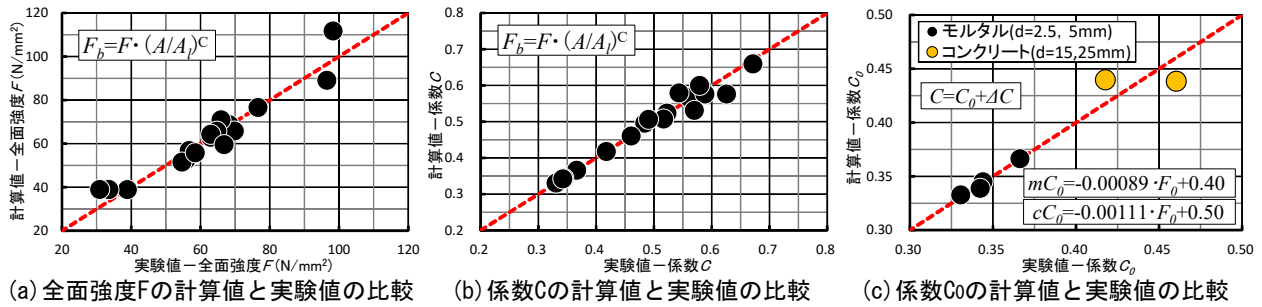


図-6 F値, C値およびCo値に関する重回帰分析結果

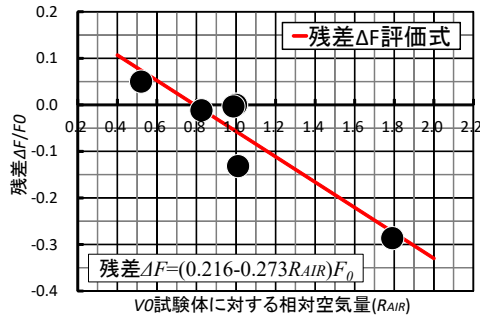


図-7 ΔF値の相対残差と相対空気量RAIRとの関係

$$\left. \begin{array}{l} \text{・モルタル} : mC_0 = -0.00089F_0 + 0.40 \\ \text{・コンクリート} : cC_0 = -0.00111F_0 + 0.50 \end{array} \right\} \quad (11)$$

図によれば, C_0 値は, F_0 値と上記の式(11)で表される線形式によって精度良く評価できることがわかる。

図-7は, 前掲の式(9)で算定された ΔF 値の残差と母材モルタルおよび母材コンクリートの空気量で無次元化した相対空気量 ($RAIR$) との関係を示したものであるが, ΔF 値の残差は, $RAIR$ 値と強い相関があることがわかる。従って, 鋼繊維混入によって空気量に有意な変化が生じた場合の F 値は, 次の式によって評価することができる。

$$F = F_0 + \Delta F = F_0 + e^{-38.2 \cdot F_0^{0.15} \cdot V_f^{1.49} \cdot (Rd \cdot S/a)^{2.26}} + (0.216 - 0.273RAIR) \cdot F_0 \quad (9)'$$

(4) 本研究で提案した支圧強度推定式の適用性

図-8(a), (b)および(c)は, 前掲の式(4)中の F 値および C 値を, 前掲の式(9)～式(11)で評価した場合の実験結果と推定結果とを骨材寸法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, 骨材寸法(d), 鋼繊維体積混入率 (V_f) および鋼繊維混入によって巻き込まれた空気量に関わらず良く一致しており, 支圧強度と支圧径との関係に及ぼす骨材寸法(d), 母材強

度 (F_0) および鋼繊維体積混入率 (V_f) の影響は, これらの交互作用の影響を考慮に入れた式(9)～式(11)を用いることによって精度良く評価できるといえる。

4.4 支圧荷重時の荷重－軸変位関係

図-9(a)～(f)は, 図-3の解析モデルを用いて算定した鋼繊維補強モルタルおよび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, 鋼繊維体積混入率および骨材寸法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 ($V_f=0.0\%$) 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および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側面での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。

表-5は, 荷重－軸変位関係の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に対する式(2)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。この表によれば, 一般的に支圧径 (B) が小さくなるとかぶり厚さが厚くなるほど, 並びに鋼繊維体積混入率 (V_f) が多く, かつ骨材寸法 (d) が大きくなるほど, 支圧部側面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のがわかる。

5. 結 論

1) 六車・岡本式による支圧強度の推定値は, 鋼繊維体積混入率が2.0%以下の試験体では, 骨材寸法に関わらず実験結果と良く一致するが, 鋼繊維体積混入率が4.0%の場合には, 支圧径が小さくなると過小評価

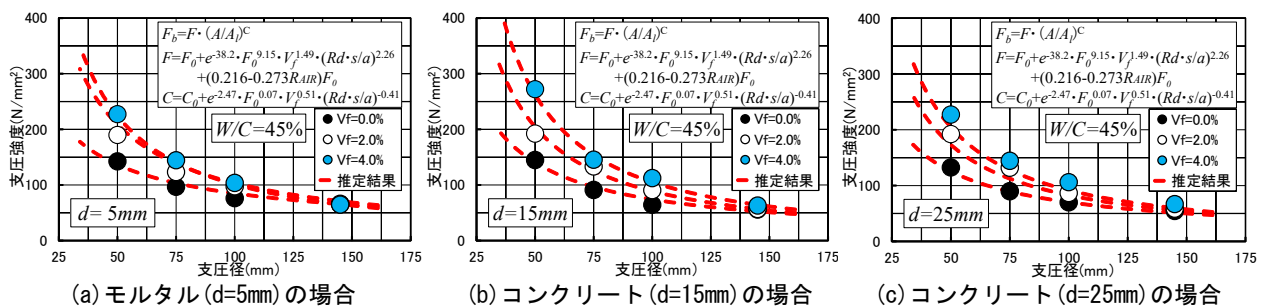


図-8 支圧強度Fbの実験結果と支圧径Bとの関係に関する重回帰分析結果の適用性

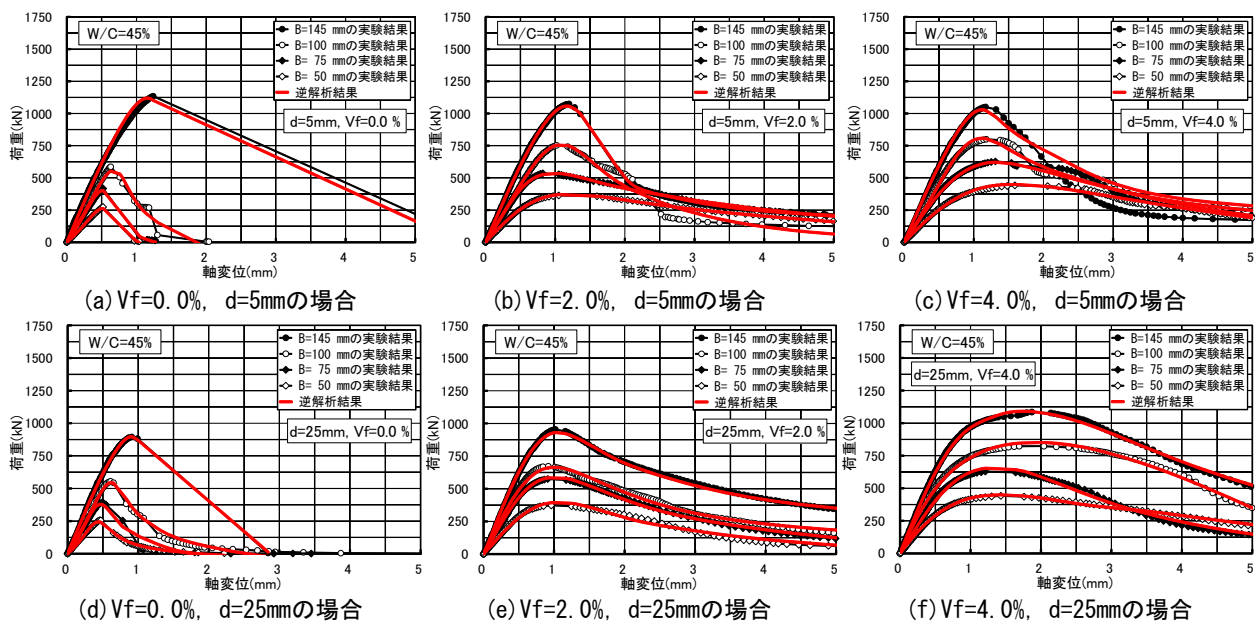


図-9 荷重－軸変位関係に関する実験結果と逆解析結果との比較例

表-5 逆解析結果一覧

シリーズ名	支圧径 B (mm)	等価横 補強比	τ_{max} (N/mm^2)	ε_{max} ($\mu\epsilon$)	A (E_t/E_{max})	n
W45-d05-V0	145	0.000	0.96	5,336	0.47	0.59
	100		2.22	1,996	0.76	0.47
	75		1.48	1,641	0.84	0.40
	50		4.03	1,668	0.81	0.50
W45-d05-V2	145	$\times V_f$	0.07	2,966	1.13	0.20
	100		2.78	3,100	0.93	0.48
	75		4.07	2,442	1.20	0.68
	50		5.04	3,227	1.78	0.55
W45-d05-V4	145	$\times V_f$	0.08	2,392	0.96	0.30
	100		3.22	3,205	0.70	0.70
	75		4.35	3,533	1.62	0.54
	50		6.11	4,458	1.95	0.45
W45-d15-V0	145	0.000	0.34	2,562	0.57	0.43
	100		2.60	1,993	0.66	0.54
	75		3.28	1,594	0.91	0.46
	50		4.20	1,596	0.68	0.58
W45-d15-V2	145	$\times V_f$	0.36	1,703	1.96	0.10
	100		2.91	2,843	1.18	0.44
	75		4.70	3,574	1.46	0.45
	50		5.49	2,963	1.74	0.49
W45-d15-V4	145	$\times V_f$	0.70	6,327	2.29	0.03
	100		3.92	4,824	2.00	0.50
	75		5.05	3,384	1.78	0.54
	50		7.68	5,848	2.37	0.33
W45-d25-V0	145	0.000	0.57	2,754	0.66	0.48
	100		2.47	1,889	0.65	0.57
	75		3.36	1,447	0.71	0.60
	50		3.87	1,394	0.68	0.65
W45-d25-V2	145	$\times V_f$	0.52	2,429	1.22	0.24
	100		2.30	2,503	1.11	0.33
	75		4.85	2,812	1.47	0.45
	50		5.78	3,083	1.51	0.48
W45-d25-V4	145	$\times V_f$	0.47	3,247	2.02	0.07
	100		4.77	6,690	3.03	0.59
	75		5.20	3,673	1.62	0.36
	50		6.40	3,827	2.20	0.48

となり、その差は骨材寸法が大きいほど増大する。

- 2) 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と支圧径との関係に及ぼす骨材寸法、母材強度および鋼繊維体積混入率の影響は、これらの相互作用の影響を考慮に入れた式(9)～式(11)を用いる

ことによって、精度良く評価することができる。

- 3) 荷重降下域を含む支圧載荷時の鋼繊維補強コンクリートの同一軸変位時の荷重は、鋼繊維およびかぶり部の多軸効果と支圧部側面で生じるせん断抵抗による荷重成分の和として合理的に評価できる。

謝 辞

本実験に際してご助力を得た愛知工業大学学部学生の阿部善明君、石川真也君、斉藤史哉君および永田純一君に対して謝意を表します。また、本研究の実施に際しては、愛知工業大学耐震実験センターの実験施設と平成28年度研究助成費を使用したことを付記し、謝意を表する。

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
- 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
- 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
- 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
- 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