

論文 帯筋と鋼繊維を併用したハイブリッド型横拘束モルタルの支圧特性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、帯筋による外的拘束と鋼繊維による内的拘束を同時に受けるハイブリッド型横拘束モルタルを取り上げ、ハイブリッド型横拘束によって期待できる支圧特性の改善効果に及ぼす帯筋、鋼繊維およびそれらの相乗効果の影響について、一連の実験的および解析的検討を行った。その結果、全面圧縮強度の実験結果は、横拘束の種類および組合せ方法に関わらず累加圧縮強度の計算値とほぼ一致すること、ハイブリッド型横拘束モルタルの支圧強度は、支圧径が小さくなるほど帯筋と鋼繊維の併用による相乗効果が期待でき、その効果は帯筋と鋼繊維による累加支圧強度に対して約40%増であること、などが明らかとなった。
キーワード: 帯筋, 外的拘束, 鋼繊維, 内的拘束, 支圧強度, 累加強度, 相乗効果, エンドクロニック理論

1. はじめに

各種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、一般的に無拘束コンクリートよりも大きくなり、かつ横拘束が大きくなる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1軸支圧特性^{1),2)}、並びに鋼繊維によって内的拘束を受ける場合の1軸支圧特性^{3),4)}について一連の実験的および解析的な検討を行うとともに、帯筋および鋼管による外的拘束と鋼繊維による内的拘束との違いについても考察を行った。本研究では、引き続き、帯筋（本研究では、鋼管を所定の幅に輪切りしたものを帯筋モデルとして使用した。本論文では、これを帯管と表記することにする）による外的拘束と鋼繊維による内的拘束を同時に受けるハイブリッド型横拘束モルタルを取り上げて、ハイブリッド型横拘束によって期待できる1軸支圧特性の改善効果に及ぼす帯管、鋼繊維およびそれらの相乗効果の影響について、一連の実験的および解析的な検討を行った。

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φ150×300mmの円柱体を使用し、実験要因としては、帯管（肉厚T:1.0mm）の

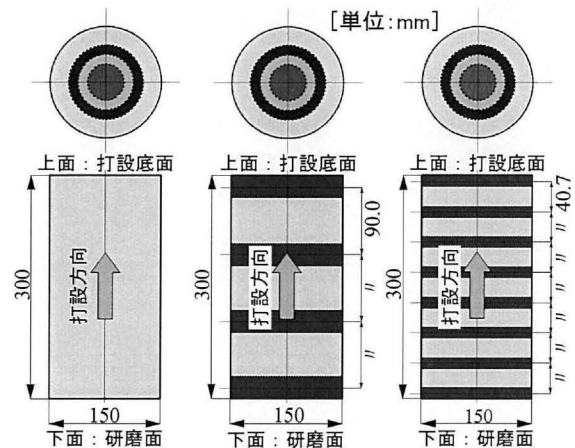


図-1 試験体の形状・寸法

表-1 実験の概要

シリーズ名	W/C (%)	骨材寸法 d (mm)	帯管(鋼管を加工)詳細						鋼繊維詳細				試験体外寸法		支圧径 B (mm)	
			肉厚 T (mm)	幅 W (mm)	間隔 S (mm)	降伏点 σ_y (N/mm ²)	横補強比 P_w (%)	等価横補強比 $eq P_w^{*1}$ (%)	寸法 <径×長さ> (mm)	アスペクト比	引張強さ (N/mm ²)	体積混入率 V_f (%)	等価横補強比 $eq P_w^{*2}$ (%)	直径 D (mm)		高さ H (mm)
PL50-V00	50	5	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	φ150	300	145, 100, 75, 50
ST50-S40	50	5	1.0	15	40.7	215	0.49	0.47	—	—	—	—	—			
ST50-L90			1.0	30	90.0	215	0.44	0.34	—	—	—	—	—			
SF50-S4	50	5	—	—	—	—	—	—	φ0.62×30	45	1,270	4.0	0.004			
SF50-L4			—	—	—	—	—	—	—	φ0.75×60	80	1,225	4.0			
H50-S4-S40	50	5	1.0	15	40.7	215	0.49	0.47	φ0.62×30	45	1,270	4.0	0.004			
H50-S4-L90			1.0	30	90.0	215	0.44	0.34	φ0.62×30	80	1,270	4.0	0.004			
H50-L4-S40	50	5	1.0	15	40.7	215	0.49	0.47	φ0.75×60	45	1,225	4.0	1.900			
H50-L4-L90			1.0	30	90.0	215	0.44	0.34	φ0.75×60	80	1,225	4.0	1.900			

[注]*1: 鋼管等価横補強比: $S \leq 1.25D$ の場合は $eq P_w = P_w * \{1 - (S / (1.25D))\}^2$ 、ただし $S > 1.25D$ の場合は $eq P_w = 0$ で算定、
 *2: 鋼繊維の等価横補強比: 実験結果と予備解析結果との比較により決定。

*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 工修 (正会員)
 *3 愛知工業大学 工学部建築学科教授 工博 (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)	Vf (%)	S/C	単体量 (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		
50	5	0.0	2.4	570	285	1,368	—	3.99	0.80
		4.0		547	274	1,314	314	3.83	0.77

[注]減水剤:HP-11, 消泡剤:AFK-2(100倍希釈)。

表-3 材料試験結果

(a) モルタル

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)	
28日	水中	2.20	3.65	45.2	—
40日	封蔵	2.17	3.57	49.6	25.9

[注]材齢40日は、支圧実験直前の結果。

(b) 鋼管

肉厚 (mm)	降伏点 (MPa)	引張強さ (MPa)	ヤング係数 (GPa)	伸び (%)	解放ひずみ度
1.0	215	332	212	39.0	100μ

幅(W)と設置間隔(S) (W: 15および30mmの2種類, S: 40および90mmの2種類), 鋼繊維(体積混入率Vf: 0.0および4.0%の2種類)の長さ(Lf: 30および60mmの2種類), 横拘束の組合せ(無拘束, 帯管のみ, 鋼繊維のみおよび帯管と鋼繊維を併用した横拘束の4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、鋼繊維混入試験体の実験結果に及ぼす母材の違いによる影響を取り除くために、水セメント比(W/C)が50%の母材モルタルの調査は、鋼繊維の有無に関わらず一定、目標フロー値を220±10に設定して、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), 帯管(肉厚: 1.0mm, 降伏点: 215N/mm²), 両端フック付鋼繊維(φ0.62×30mmおよびφ0.75×60mm, 引張強度: それぞれ1,270および1,225N/mm²), 減水剤(ポリカルボン酸系), 並びに消泡剤(100倍希釈)を使用して試し練りによって決定した。本実験で用いた各種横拘束モルタルの標準調査表を表-2に示す。各種横拘束モルタルの打設は、何れもφ150×300mmの鋼製型枠に2層に分けて行い、棒状バイブレータと木槌を使用して締固めを十分に行った。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22日目まで研磨を行い、材齢41~42日の間で1軸支圧実験を行った。また、母材モルタルの力学性質を調べるためにφ100×200mmの円柱供試体を作製し、材齢28日(標準水中養生)および支圧実験直前(材齢40日, 封蔵養生)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帯管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、各種モルタル

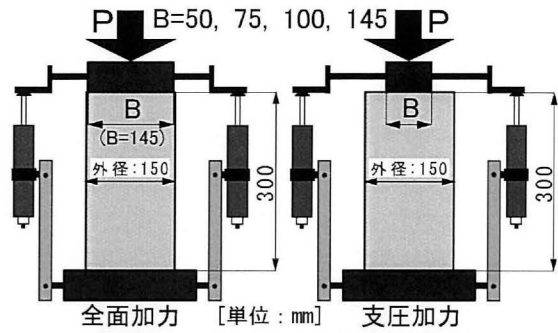


図-2 試験体の加力および軸変位の測定要領

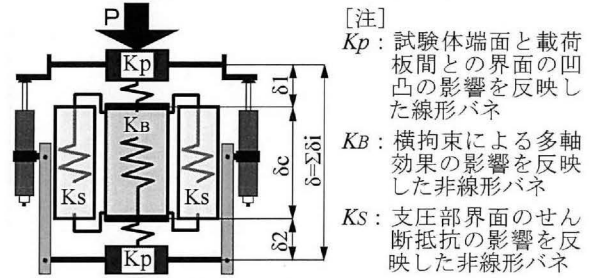


図-3 解析モデル²⁾

の1軸支圧加力に容量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の目視観察、並び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(荷重板間変位(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²⁾と同様に、帯管、鋼繊維およびかぶり部モルタルの横拘束によって生じ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、支圧荷重を受ける各種モルタルの荷重-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

支圧荷重を受ける各種モルタルの荷重-軸変位関係の多軸効果成分は、別報²⁾で提案した修正エンドクロニク理論⁵⁾を適用した1要素モデルによって評価した。

3.2 荷重-軸変位関係のせん断抵抗成分

支圧荷重を受ける各種モルタルの支圧部・かぶり部界面のせん断滑りによって生じるせん断抵抗成分の荷重-軸変位関係には、別報²⁾と同様に、次の式(1)で示されるせん断応力度(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、支圧荷重を受ける各種モルタルの最大耐力時の平均せん断応力度と軸ひずみ度、Aは

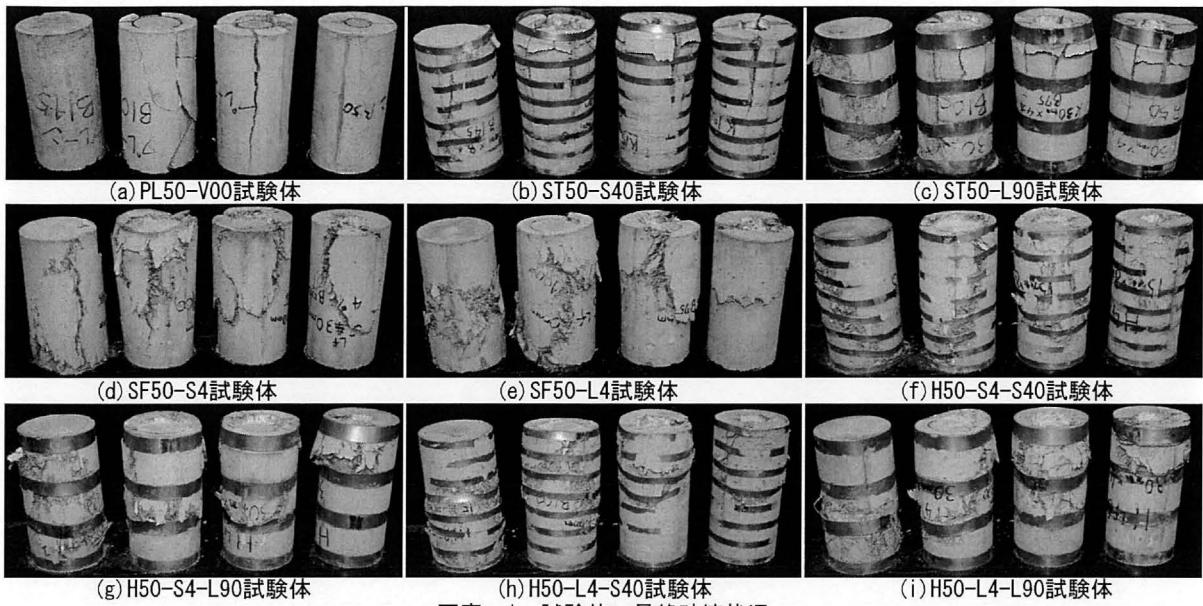


写真-1 試験体の最終破壊状況

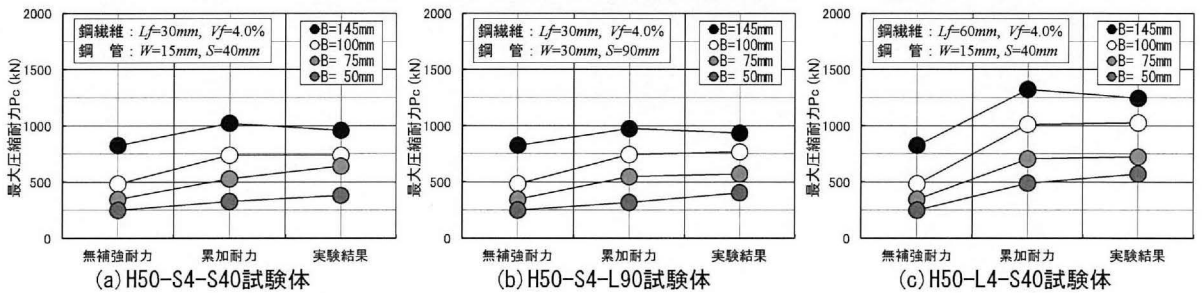


図-4 帯管と鋼繊維を併用したハイブリッド型横拘束モルタルの最大耐力の相乗効果

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, 荷重-軸変位関係に関する実験結果と上記の修正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 τ_{max} , E_{max} , A および n 値を非線形逆解析によって求めた。

4. 結果とその考察

4.1 破壊状況

写真-1(a)~(i)に, 本支圧荷実験によって得られた試験体の最終破壊状況をシリーズ別に示す。本支圧荷実験により, 無拘束試験体(PL50-V00)では, 全面加力の場合, 上下2個のコーン形せん断滑り面を形成して破壊したが, 支圧加力の場合, 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最終的な破壊に至った。これに対して, 鋼繊維のみを混入した試験体(SF50-S4, SF50-L4)では, 全体的な破壊パターンは, 上述の無拘束試験体の場合と類似していたが, 鋼繊維が長い試験体(SF560-L4)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, 破壊領域が試験体全体に拡大している様子が観察された。一方, 帯管のみで横拘束を行った試験体(ST50-S40, ST50-L90)では, 帯管の設置間隔および支圧径に関わらず, 帯管間で斜めせん断滑り面が形成されることによって最終的な破壊に至った。また, 帯管と鋼繊維を併用して横拘束を行った試験体(H50-S4-S40, H50-S4-L90, H50-L4-S40およびH50-L4-L90)の最終破壊状況は, 帯管のみで横拘束を行った試験体と類似した破壊状況であったが, 鋼繊維の混入によりひび割れの進展・拡大が妨げられ, 破壊箇所も分散化する傾向を示した。

4.2 最大圧縮耐力

図-4(a)~(d)は, 帯管と鋼繊維で横拘束されたハイブリッド型横拘束モルタルの最大圧縮耐力の実験結果と

後述する方法で算定した累加最大圧縮耐力の計算結果（「無拘束モルタルの支圧強度」+「帯管と鋼繊維の横拘束によって生じる支圧強度の増分」に支圧面積を乗じることにより算定した）との比較を試験体種類別に示したものである。なお、図中には無拘束モルタルの最大圧縮耐力に関する実験結果も併示してある。これらの図によれば、支圧径Bが145mmの全面加力および100mmの支圧加力を行った場合の最大圧縮耐力の実験結果は、累加最大圧縮耐力とほぼ一致する結果が得られているが、支圧径をそれ以下で支圧加力を行った場合の実験結果は、累加最大圧縮耐力よりも大きくなり、その差は支圧径が小さくなるほど増大する傾向を示し、ハイブリッド型横拘束されたモルタルの支圧耐力は、支圧径が小さくなるに従って帯管と鋼繊維の併用による相乗効果が期待できるようになるといえる。これは、プレーンモルタルよりも靱性的な性質を示す鋼繊維補強モルタルの方が帯管による横拘束の影響が効果的に発揮されるためと思われる。

4.3 帯管と鋼繊維の併用による相乗効果を考慮した横拘束モルタルの支圧強度

(1) 無拘束モルタルの支圧強度

本研究では、「無拘束モルタルの支圧強度」+「帯管と鋼繊維の横拘束によって生じる支圧強度の増分」で算定する累加支圧強度の計算が容易となるように、無拘束モルタルの支圧強度を、全面圧縮強度と支圧加力によって生じる支圧強度の増分との和として次の式で定義した。

$$mFB = mF + \Delta mFB \quad (2)$$

ここに、 mFB 、 mF および ΔmFB ：それぞれ無拘束モルタルの支圧強度(N/mm²)、全面圧縮強度(N/mm²)および支圧加力によって生じる支圧強度の増分(N/mm²)。

また、支圧強度と支圧径との関係を数式化するために、支圧強度推定式として従来から一般的に用いられている

$$FB = F \cdot (A/AI)^C \quad (3)$$

ここに、 A/AI ：支圧面積/支圧面積。

を使用した場合の係数(F値とC値)の定量化を行った。

(2) 帯管・鋼繊維で横拘束されたモルタルの支圧強度

帯管または鋼繊維で横拘束されたモルタルの支圧強度も、無拘束モルタルの場合と同様に次の式で評価した。

$$\left. \begin{aligned} \text{a) 帯管拘束の場合} & : stFB = stF + \Delta stFB \\ \text{b) 鋼繊維拘束の場合} & : sfFB = sfF + \Delta sfFB \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

従って、無拘束モルタルを帯管または鋼繊維で横拘束することによって生じる支圧強度の増分は、無拘束モルタルの支圧強度との差として、次の式で評価できる。

$$\left. \begin{aligned} \text{a) 帯管拘束の場合} & : st-mFB = st-mF + \Delta st-mFB \\ \text{b) 鋼繊維拘束の場合} & : sf-mFB = sf-mF + \Delta sf-mFB \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

ここに、添字の $st-m$ 、 $sf-m$ ：帯管または鋼繊維で横拘束されたモルタルと無拘束モルタルとの差を意味する。

また、支圧強度と支圧径との関係の数式化についても、

表-4 式(3)中のF値とC値の算定結果

項目	PL50 -V00	ST50 -S40	ST50 -L90	SF50 -S4	SF50 -L4	H50 -S4 -S40	H50 -L4 -S40	H50 -S4 -L90	H50 -L4 -L90
F値	45.8	53.0	52.1	54.7	72.3	58.5	56.7	74.0	74.1
C値	0.438	0.356	0.365	0.535	0.577	0.578	0.600	0.619	0.652
R ²	0.970	0.932	0.984	0.986	0.992	0.980	0.987	0.993	0.994

表-5 帯管と鋼繊維の併用による相乗効果を考慮した支圧耐力の推定結果一覧

シリーズ名	支圧径 B (mm)	支圧耐力の推定値				
		実験値 P_c (kN)	sP_{cc} (kN)	P_c/sP_{cc}	hP_{cc} (kN)	P_c/hP_{cc}
H50-S4-S40	145	961	966	0.99	966	0.99
	100	740	657	1.13	739	1.00
	75	642	488	1.32	583	1.10
	50	382	323	1.19	408	0.94
H50-S4-L90	145	937	936	1.00	936	1.00
	100	770	644	1.20	726	1.06
	75	574	482	1.19	578	0.99
	50	407	321	1.27	408	1.00
H50-L4-S40	145	1,245	1,221	1.02	1,221	1.02
	100	1,030	873	1.18	993	1.04
	75	726	673	1.08	816	0.89
	50	574	468	1.23	601	0.95
H50-L4-L90	145	1,250	1,224	1.02	1,224	1.02
	100	990	875	1.13	996	0.99
	75	853	676	1.26	820	1.04
	50	588	470	1.25	605	0.97

[注] P_c ：最大耐力の実験結果、 sP_{cc} ：累加支圧耐力、 hP_{cc} ：鋼管と鋼繊維の併用による相乗効果を考慮した支圧耐力の推定結果。

無拘束モルタルの場合と同様に前掲の式(3)で評価した。

表-4に、無拘束、帯管または鋼繊維、並びにハイブリッドで横拘束されたモルタルの実験結果を用いて、式(3)中のF値とC値を回帰分析で定量化した結果を示す。

(3) ハイブリッド型横拘束モルタルの支圧強度

a) 累加支圧強度(sFB)：ハイブリッド型横拘束モルタルの累加支圧強度は、無拘束モルタルの支圧強度式(2)と帯管および鋼繊維を単独で横拘束に使用したモルタルの支圧強度式(5)との和として、次の式で表される。

$$sFB = mFB + st-mFB + sf-mFB = \sum iF + \sum \Delta iFB \quad (6)$$

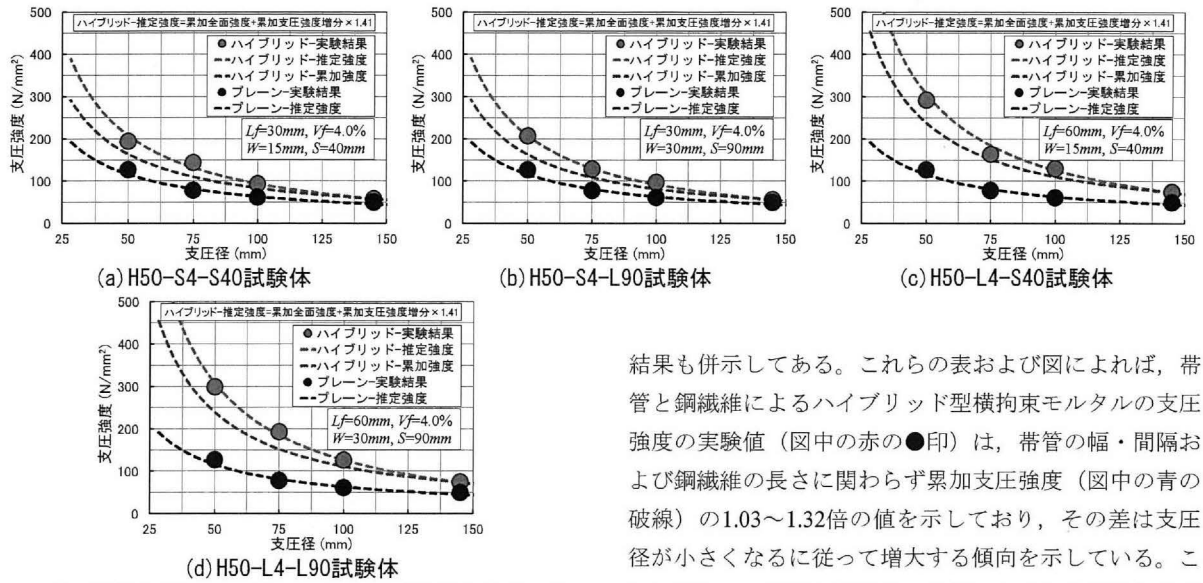
b) ハイブリッド支圧強度(HFB)：前掲の図-4から明らかのように、全面加力時の最大圧縮耐力は、累加最大圧縮耐力とほぼ一致するが、支圧加力時の最大圧縮耐力は、累加最大圧縮耐力に比べて大きく、かつ支圧径が小さくなるほどその差は増大する傾向を示す。そのため、本研究では、上の式(6)中の横拘束によって生じる支圧強度の増分($\sum \Delta iFB$)の項のみに係数 α を乗じた次の式(7)を用いることで、帯管と鋼繊維の併用による支圧強度に対する相乗効果を考慮することとした。

$$HFB = mFB + st-mFB + sf-mFB = \sum iF + \alpha \cdot (\sum \Delta iFB) \quad (7)$$

本実験では、式(7)中の係数 α として1.41が得られた。

(4) 相乗効果を考慮した支圧強度推定式の適用性

表-5に、帯管と鋼繊維の併用による相乗効果を考慮した支圧耐力の推定結果の一覧、また、図-5(a)~(d)に、ハイブリッド型横拘束モルタルの支圧強度と支圧径



図一五 帯管と鋼繊維の併用による相乗効果を考慮した
 支圧強度と支圧径との関係の推定結果

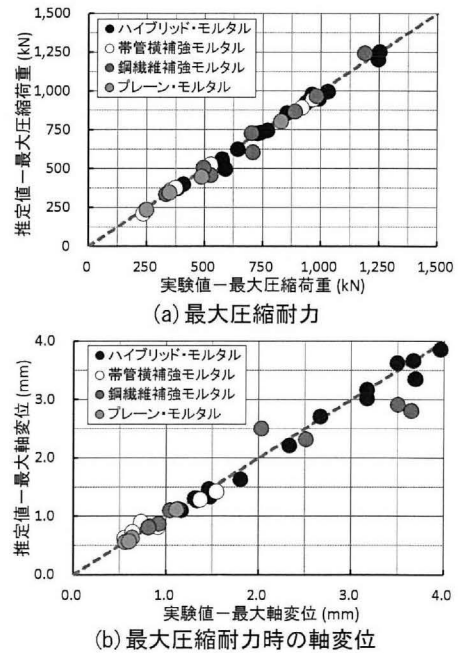
との関係に関する実験結果と推定結果の比較を試験体種類別に示す。なお、表中には累加支圧耐力に関する推定

結果も併示してある。これらの表および図によれば、帯管と鋼繊維によるハイブリッド型横拘束モルタルの支圧強度の実験値（図中の赤の●印）は、帯管の幅・間隔および鋼繊維の長さに関わらず累加支圧強度（図中の青の破線）の1.03～1.32倍の値を示しており、その差は支圧径が小さくなるに従って増大する傾向を示している。これに対して、帯管と鋼繊維の併用による相乗効果を考慮した式(7)中の係数 α を1.41に設定すると、支圧強度の実験値とハイブリッド型横拘束モルタルの支圧強度の推定値（図中の赤の破線）との比は、0.94～1.10の範囲となり、支圧径に関わらず実験値と良く一致している。

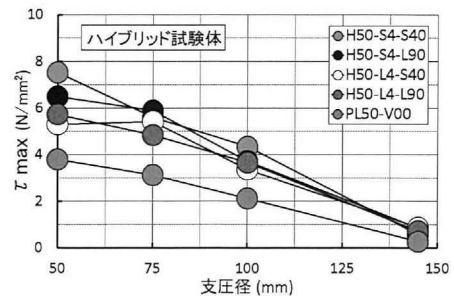
表一六 逆解析結果一覧

シリーズ名	支圧径B (mm)	実験結果					せん断抵抗成分推定結果		逆解析結果			
		P_c (kN)	δ_c (mm)	τ_{max} (MPa)	ϵ_{max} ($\mu\epsilon$)	A	n	iP_{cc} (kN)	iP_{cc}/P_c	$i\delta_{cc}$ (mm)	$i\delta_{cc}/\delta_c$	
PL50-V00	145	829	1.11	0.26	2,476	1.08	0.28	805	0.97	1.11	1.00	
	100	485	0.63	2.11	1,894	0.78	0.55	446	0.92	0.63	1.00	
	75	348	0.56	3.13	1,758	0.61	0.59	347	1.00	0.56	1.00	
	50	250	0.60	3.80	1,803	0.61	0.62	236	0.94	0.57	0.95	
ST50-S40	145	966	1.54	0.47	3,702	1.11	0.23	947	0.98	1.42	0.92	
	100	520	0.73	2.11	2,307	1.09	0.43	512	0.98	0.90	1.23	
	75	353	0.81	2.69	2,276	1.19	0.44	360	1.02	0.81	1.00	
ST50-L90	145	917	1.37	0.44	3,005	1.21	0.19	894	0.97	1.28	0.93	
	100	525	0.83	2.43	2,251	1.01	0.43	524	1.00	0.83	1.00	
	75	373	0.91	2.97	2,200	1.21	0.51	377	1.01	0.82	0.90	
SF50-S4	145	888	1.04	0.41	6,075	3.90	0.46	868	0.98	1.11	1.06	
	100	706	0.92	2.95	2,666	0.72	0.56	605	0.86	0.87	0.95	
	75	525	0.81	3.97	2,454	1.02	0.64	456	0.87	0.81	1.00	
SF50-L4	145	1,187	3.50	0.85	3,400	1.14	0.62	1,244	1.05	2.91	0.83	
	100	981	3.65	3.81	4,589	1.47	0.98	966	0.98	2.80	0.77	
	75	701	2.03	5.42	5,737	2.23	0.19	728	1.04	2.50	1.23	
H50-S4-S40	145	961	1.34	0.58	2,126	2.88	0.09	979	1.02	1.30	0.97	
	100	740	1.32	4.34	4,472	1.02	0.18	733	0.99	1.28	0.97	
	75	642	1.48	5.59	4,550	1.80	0.98	623	0.97	1.33	0.90	
	50	382	1.46	7.52	8,173	2.64	0.02	374	0.98	1.46	1.00	
H50-S4-L90	145	937	1.31	0.85	3,705	1.05	0.40	924	0.99	1.31	1.00	
	100	770	1.33	3.71	5,019	1.79	0.22	747	0.97	1.27	0.95	
	75	574	1.16	5.89	7,908	2.25	0.64	560	0.98	1.11	0.95	
	50	407	1.80	6.49	7,045	2.83	0.16	400	0.98	1.63	0.90	
H50-L4-S40	145	1,245	2.67	0.87	3,731	0.80	0.41	1,201	0.96	2.71	1.02	
	100	1,030	3.17	3.35	3,503	1.03	0.59	996	0.97	3.17	1.00	
	75	726	3.69	5.42	3,523	1.33	0.72	724	1.00	3.35	0.91	
	50	574	3.17	5.30	3,935	1.69	0.78	553	0.96	3.02	0.95	
H50-L4-L90	145	1,250	3.49	0.72	2,873	1.27	0.25	1,253	1.00	3.63	1.04	
	100	990	2.33	3.66	3,249	0.96	0.75	949	0.96	2.21	0.95	
	75	853	3.67	4.83	3,236	1.03	0.57	858	1.01	3.67	1.00	
	50	588	3.96	5.72	4,310	1.66	0.70	497	0.84	3.86	0.97	

[注] P_c および δ_c : 最大荷重および最大荷重時の軸変位の実験値、 iP_{cc} および $i\delta_{cc}$: 逆解析による最大荷重および最大荷重時の軸変位の推定結果。



図一六 逆解析による推定値と実験値との比較



図一七 せん断抵抗成分の解析結果の例

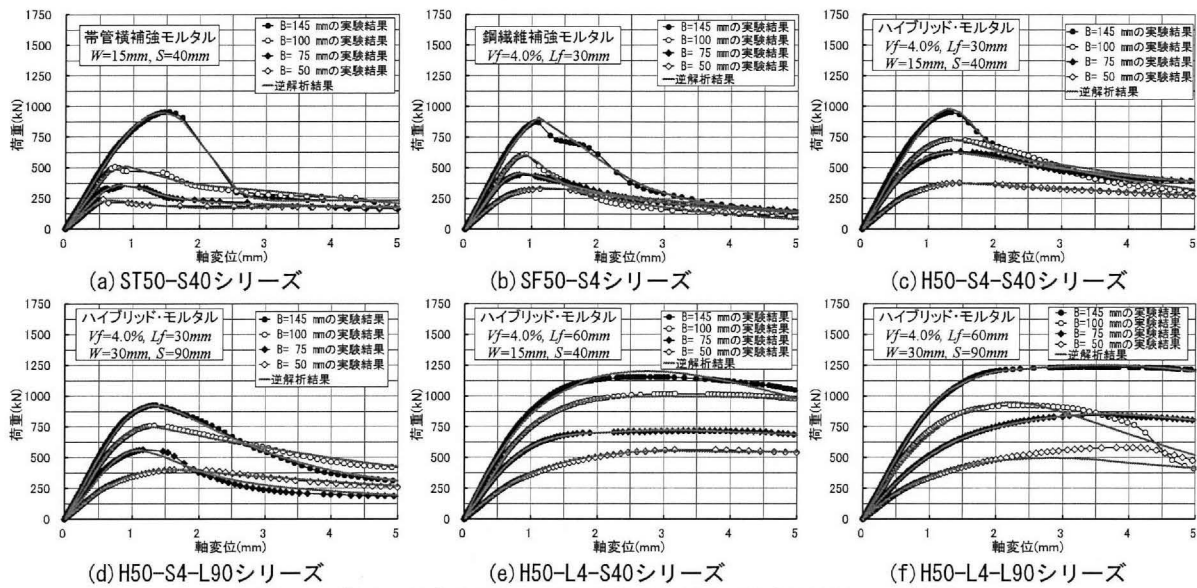


図-8 荷重-軸変位関係に関する実験結果と逆解析結果との比較例

4.4 支圧載荷時の荷重-軸変位関係

表-6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) の算定結果を、図-6は、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を比較したものである。これらの表および図によれば、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、良く一致しているのがわかる。また、図-7に一例を示すように、一般的に支圧径 (B) が小さくなるとかぶり部が厚く、かつ帯筋と鋼繊維による外的および内的横拘束が大きくなるほど、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。

図-8(a)~(f)は、帯管および鋼繊維で横拘束されたモルタル、ハイブリッド型横拘束モルタルの荷重-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) 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とは、全体的に良く一致しており、支圧荷重を受けるハイブリッド型横拘束モルタルの荷重-軸変位関係は、支圧部に対する帯管、鋼繊維および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との和として評価できるといえる。

5. 結論

- 1) 全面圧縮強度の実験結果は、横拘束の種類および組合せに関わらず「無拘束モルタルの支圧強度」+「帯管と鋼繊維の横拘束による支圧強度の増分」として算定される累加圧縮強度の計算値とほぼ一致する。
- 2) ハイブリッド型横拘束モルタルの支圧強度は、支圧径が小さくなるほど帯管と鋼繊維の併用による相乗

効果が期待できるようになり、その効果は帯管と鋼繊維による累加支圧強度に対して約40%増である。

- 3) 支圧荷重を受けるハイブリッド型横拘束モルタルの荷重-軸変位関係は、支圧部に対する帯管、鋼繊維および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との和として説明でき、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赤坂優君、魏彰君君、上馬場涼太君、垣内啓佑君、鈴木正人君および方圓達哉君、並びに研究生の小川大貴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) 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变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
- 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
- 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) 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