

**端部拘束されたコンファインドコンクリートの支圧強度推定式に関する基礎的研究**  
**Fundamental Study on Prediction for Bearing Strength of Confined Concrete with Edge Confinement**

1. 材料施工- 2. モルタル・コンクリートの物性  
 コンクリート 鋼管 帯筋  
 支圧強度 圧縮耐力 変形特性

正会員 ○ 小野 晃 \*1  
 大橋三記央\*2  
 西尾 智彦\*2  
 正会員 山田 和夫\*3

ONO Akira  
 OHASHI Mikio  
 NISHIO Tomohiko  
 YAMADA Kazuo

**1. はじめに**

筆者らは、従来から鋼管形式による杭頭半剛接工法の確立を目的とした一連の基礎的研究を行っており、別報<sup>1)</sup>では、杭頭部を想定した1/10スケールのモルタル試験体を用いて、鋼管および帯筋によって横補強された杭頭部の1軸支圧特性について一連の検討を行った。その結果、六車・岡本式<sup>2)</sup>による支圧強度推定値は、支圧端部の鋼管長さが50mm以下のプレーンモルタルの支圧強度に関する実験値とは良く一致するが、鋼管モルタルおよび帯筋モルタルの何れの場合も過小評価となることがわかったため、横拘束の影響を考慮した新たな支圧強度式を提案した<sup>1)</sup>。本研究では、引き続き、粗骨材を含むコンクリートを用いて、コンファインドコンクリートの1軸支圧特性に及ぼす水セメント比、横拘束形式および支圧端部の横補強量の影響について実験的検討を行った。

**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φ150×300mmの円柱体を使用し、実験要因としては、コンクリートの水セメント比(W/C=40、65および90%の3種類(ただし、帯筋コンクリートについてはW/C=65%の1種類))、鋼管部長さ(L=300、100、0mmの3種類)、支圧径(B=50、75、100および145(鋼管部を直接加力しないように設定したもので、本論文では、この径の加力を全面加力と略記する)mmの4種類)、横補強形式(鋼管および帯筋の2種類)および横補強比(横補強無し( $P_w=0.0\%$ )のプレーンモルタル、鋼管の場合が $P_w=1.33$ 、2.13および3.07%の3種類(ストレート継ぎ目溶接された外径150mmの鋼管で公称肉厚(T)が1.0、1.6および2.3mm)、並びに帯筋の場合が呼び径がφ6およびφ9の丸鋼(外径150mmに溶込み溶接されたリング状帯筋で、配筋の間隔(S)がそれぞれ28.5および64.0mm(何れも $P_w=1.33$ ))の5種類)を取り上げた。

表-1 実験の概要

実験シリーズ	W/C (%)	鋼管・帯筋の詳細			
		支圧径 B(mm)	鋼管肉厚T (mm)	鋼管長 L(mm)	帯筋直径φ (間隔S) (mm)
BS10-C40	40	145, 100, 75, 50	1.0	300	-
BS10-C65	65				
BS10-C90	90				
BS16-C40	40	145, 100, 75, 50	1.6	300	-
BS16-C65	65				
BS16-C90	90				
BS23-C40	40	145, 100, 75, 50	2.3	300	-
BS23-C65	65				
BS23-C90	90				
BH06-00	65	145, 100, 75, 50	-	100	6.0 (28.5)
BH06-10			1.0		
BH06-16			1.6		
BH06-23			2.3		
BH09-00	65	145, 100, 75, 50	-	100	9.0 (64.0)
BH09-10			1.0		
BH09-16			1.6		
BH09-23			2.3		
BC40	40	145, 100, 75, 50	-	0	-
BC65	65				
BC90	90				

[注]試験体記号の例:BH06-10の10は、鋼管肉厚(T)を表す。

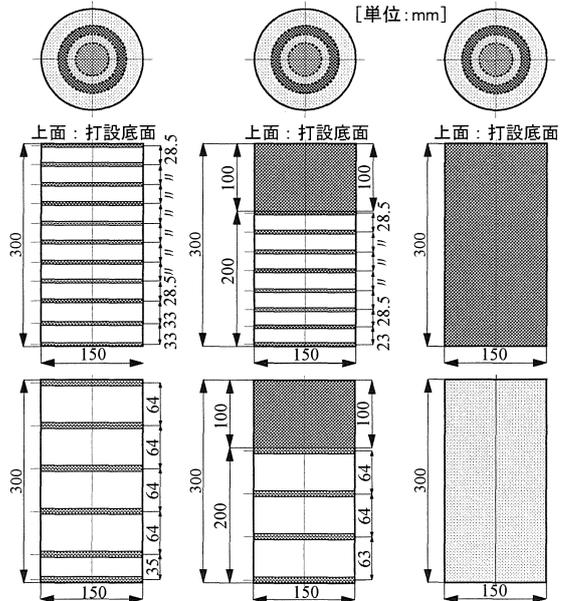


図-1 試験体の形状・寸法

\*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  
 \*2 愛知工業大学・学部学生  
 \*3 愛知工業大学・教授・工博

Master Course, Aichi Institute of Technology  
 Undergraduate Student, Aichi Institute of Technology  
 Prof., Aichi Institute of Technology, Dr. Eng.

表-2 標準調合表

W/C (%)	単位質量 (kg/m <sup>3</sup> )				
	セメント	水	細骨材	粗骨材	混和剤
40	410	164	686	1,035	3.28
65	276	179	811	977	2.76
90	217	195	834	961	2.17

表-3 材料試験結果  
(a) コンクリート

W/C (%)	材齢 (日)	密度 (g/cm <sup>3</sup> )	強度試験結果		ヤング係数 (GPa)
			引張 (MPa)	圧縮 (MPa)	
40	40~55	2.19	3.17	27.1	32.0
65	47~62	2.26	2.26	18.6	31.0
90	54~69	2.21	1.91	14.3	25.1

(b) 鋼管

肉厚 (mm)	降伏点 (MPa)	引張強さ (MPa)	ヤング係数 (GPa)	伸び率 (%)	解放ひずみ度
1.0	185	339	195	39.5	526 $\mu$
1.6	229	369	203	34.6	481 $\mu$
2.3	223	346	206	35.5	378 $\mu$

(c) 鉄筋

種類	呼び名	降伏点 (MPa)	引張強さ (MPa)	ヤング係数 (GPa)	伸び率 (%)
帯筋	$\phi 6$	322	393	189	27.7
帯筋	$\phi 9$	339	424	194	35.0

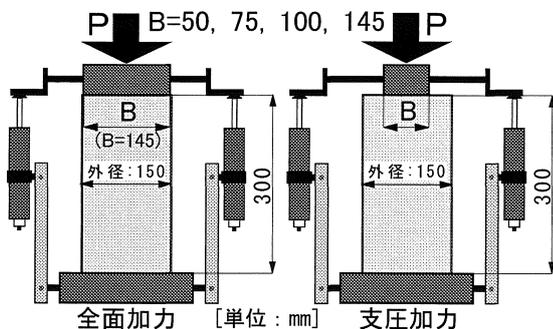


図-2 試験体の加力および軸変位の測定要領

## 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、水セメント比に関わらず何れの試験体も設計スランプを15cmに設定し、普通ポルトランドセメント、豊田産の山砂（最大寸法：5mm、表乾密度：2.55g/cm<sup>3</sup>）、豊田産の山砂利（最大寸法：25mm、表乾密度：2.60g/cm<sup>3</sup>）、瀬戸産の砕石（最大寸法：20mm、表乾密度：2.72g/cm<sup>3</sup>）、AE減水剤（W/C=65、90%）および高性能AE減水剤（W/C=40%）を使用して試し練りにより調合を決定した。なお、山砂と砕石の調合割合は、全粗骨材量に対して山砂利70%、砕石30%とした。本実験で用いたコンクリートの標準調合表を表-2に示す。試験体の打設は、何れも $\phi 150 \times 300$ mmの鋼製型枠

に2層に分けて行き、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、鋼管の内面には打設前にグリースを薄く塗布して、鋼管・コンクリート界面の摩擦が極力小さくなるように設定した。試験体は、材齢4日に脱型した後に材齢20日目で研磨を行い、その後、実験実施まで恒温養生室で空中養生を行った。実験時の材齢は40~69日であった。なお、使用コンクリートの力学的性質を調べるためにコンクリート打設時に $\phi 100 \times 200$ mmの円柱供試体を同時に作製し、材齢28日（標準水中養生）、実験の直前および直後（封緘養生）の時点で圧縮および引張強度試験を行った。本実験で用いたコンクリート、鋼管および帯筋に関する材料試験結果を表-3に示す。なお、表-3(c)中の解放ひずみ度は、幅50mmの鋼管に1対のひずみゲージ（ゲージ長5mm）を円周方向に貼付した後に鋼管を材軸方向に切断して測定した鋼管の解放ひずみ度で、肉厚T=1.0、1.6および2.3mmの鋼管がそれぞれ $526 \times 10^{-6}$ （元応力=102.6MPa）、 $481 \times 10^{-6}$ （元応力=97.6MPa）および $378 \times 10^{-6}$ （元応力=77.9MPa）であった。

## 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、杭頭半剛接合モデル試験体の1軸圧縮加力に際して容量2,000kNの耐圧試験機を使用し、毎分約1.0mmの载荷スピードで単調漸増1軸圧縮载荷を行って荷重-軸変位関係および破壊状況の観察を行った。なお、1軸圧縮载荷中の試験体の軸変位（载荷板間変位（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. 実験結果とその考察

### 3.1 既往の支圧強度推定式との比較検討

紙数の関係で図には示していないが、鋼管によって全側面が一樣な横拘束を受ける鋼管コンクリート（W/C=40、65および90%）の支圧強度に関する実験値と次の式(1)で示される六車・岡本式<sup>2)</sup>の支圧強度推定値とを比較した結果、横補強比=0%のプレーンコンクリートを除けば、鋼管コンクリートの支圧強度は何れの試験体も実験値は推定値よりも大きく、かつその差は鋼管肉厚が大きくなるに従って増大する傾向を示し、支圧強度推定値は過小評価となることがわかった。一方、帯筋の配筋箇所で離散的に横拘束を受ける帯筋コンクリートの場合にも、六車・岡本式<sup>2)</sup>による推定値は、端部拘束の有無および帯筋径に関わらず過小評価となることがわかった。

$$F_B = F \cdot (A/A_i)^{0.439} \quad (1)$$

ここに、 $F_B$ ：支圧強度(N/mm<sup>2</sup>)、 $F$ ：全面圧縮強度(N/mm<sup>2</sup>)、 $A$ ：支承面積(mm<sup>2</sup>)、 $A_i$ ：支圧面積(mm<sup>2</sup>)。

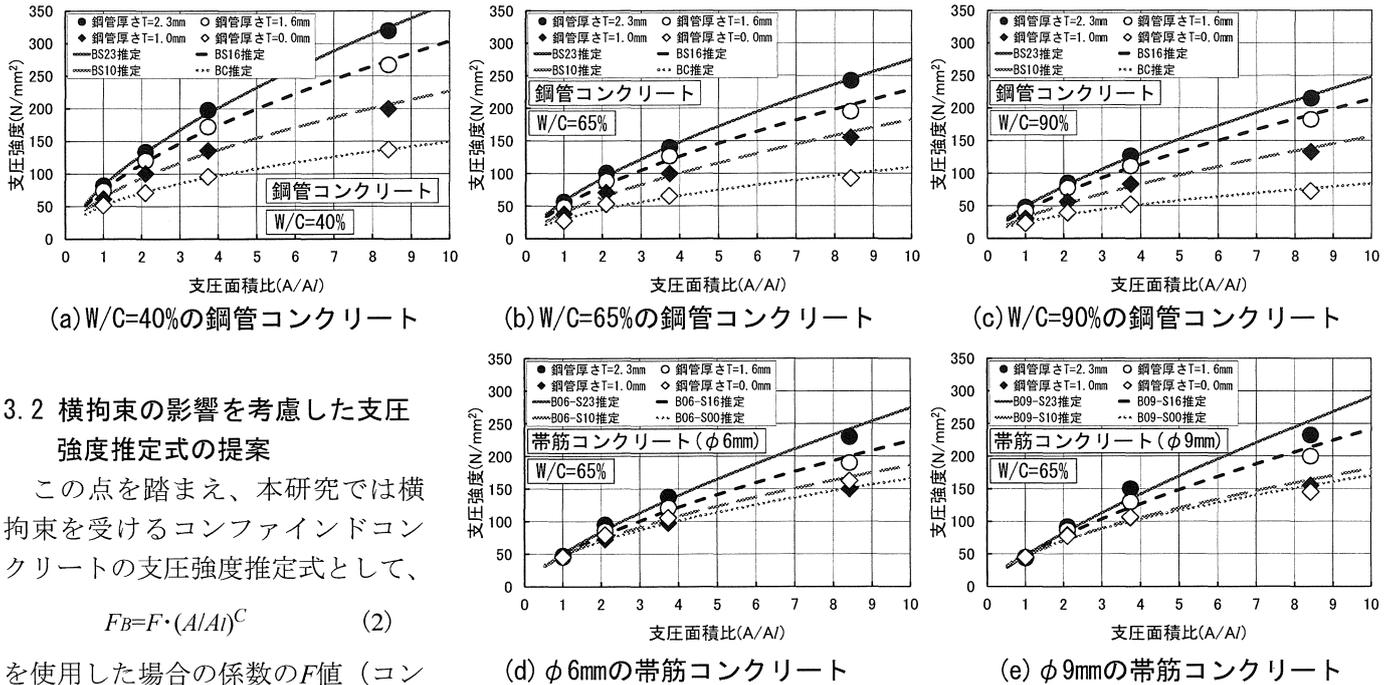


図-3 支圧強度推定式(2)中の係数算定結果の推定精度

### 3.2 横拘束の影響を考慮した支圧強度推定式の提案

この点を踏まえ、本研究では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推定式として、

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

を使用した場合の係数の $F$ 値（コンファインドコンクリートの全面圧縮強度）と $C$ 値の定量化を試みる。

図-3(a)～(e)は、それぞれ鋼管コンクリートおよび帯筋コンクリートの支圧強度( $F_B$ )と支圧面積比( $A/A_i$ )との関係に関する実験結果と式(2)による推定結果との比較を支圧端部の鋼管肉厚( $T$ )別に示したものである。図によれば、実験結果と推定結果は比較的良く一致しており、水セメント比および帯筋径に関わらず同一の鋼管肉厚毎に $F$ 値と $C$ 値を設定すれば、精度良くコンファインドコンクリートの支圧強度の推定が可能であるといえる。

#### 3.2.1 $F$ 値の定式化

コンファインドコンクリートの全面圧縮強度( $F$ )を母材コンクリートの全面圧縮強度( $F_1$ )と横拘束によるコンクリートの強度増分( $\Delta F_c$ )との和として定義した。

$$F = F_1 + \Delta F_c \quad (3)$$

##### ①母材コンクリートの全面圧縮強度( $F_1$ )

本研究では、基準となる母材コンクリートの全面圧縮強度 $F_1$ に及ぼす $H/D$ の影響を考慮するために、評価値がJIS A 1107の規定に準じた値となる近似式(4)を用いた。

$$F_1 = F_2 \cdot \{(H/D)/2\}^{0.18} \quad (4)$$

ここに、 $F_2$ :  $H/D=2$ のコンクリートの全面圧縮強度( $N/mm^2$ )、 $H$ : 破壊領域長さ(mm)、 $D$ : 試験体直径(mm)。

なお、上式中の破壊領域長さ $H$ は、鋼管による端部拘束の影響を考慮するために、コンファインドコンクリートの破壊領域における等価横補強比 $eqP_w$ と端部鋼管の横拘束比 $P_{ws}$ との相対関係から、次の式で表される端部鋼

管長さ $H_s$ を等価端部拘束長さ $rH_s$ で評価して算定した。

$$\left. \begin{aligned} rH_s &= H_s (1 - eqP_w / P_{ws}) \\ eqP_w &\geq P_{ws} \text{ の場合: } rH_s = 0 \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

$$H = h - rH_s \quad (6)$$

ここに、 $h$ : 試験体の全長 (mm)。

また、 $H/D=2$ の母材コンクリートの全面圧縮強度 $F_2$ の寸法効果を考慮するために、母材コンクリートの幾何学的非均質性の影響が考慮できる次の式(7)を用いた<sup>3)</sup>。

$$F_2 = oF_2 \frac{a_1 - b_1 \{\log(D/d)\}^{-c_1}}{a_1 - b_1 \{\log(D_0/d)\}^{-c_1}} \cdot \left(\frac{V_0}{V}\right)^{1/(\beta+1)} \quad (7)$$

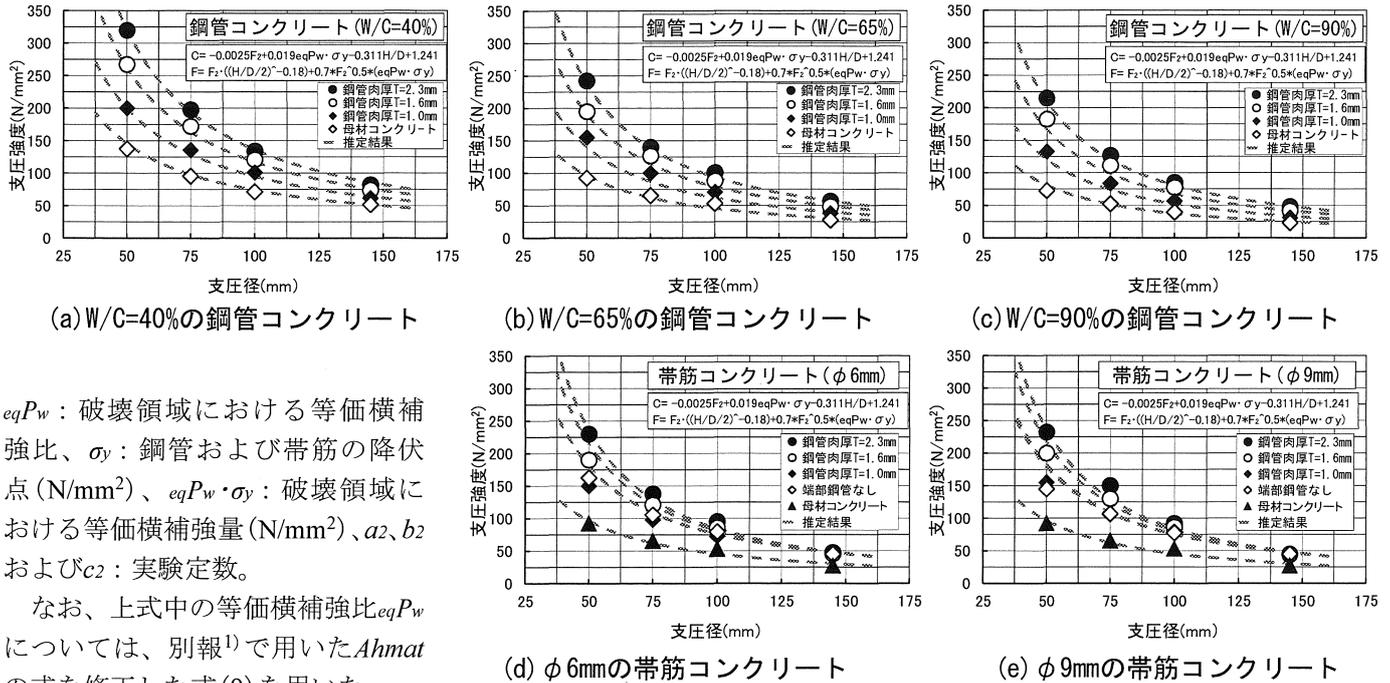
ここに、 $oF_2$ : 基準寸法の $H/D=2$ の母材コンクリートの全面圧縮強度( $N/mm^2$ )、 $D_0$ : 基準寸法の $H/D=2$ の試験体の直径(mm)、 $D$ : 全面圧縮強度 $F_2$ を求めたい試験体の直径(mm)、 $d$ : 使用骨材の最大寸法(mm)、 $V_0$ : 基準寸法の $H/D=2$ の試験体の容積( $mm^3$ )、 $V$ : 全面圧縮強度 $F_2$ を求めたい試験体の容積( $mm^3$ )、 $a$ 、 $b$ 、 $c$ および $\beta$ : 実験定数(例えば、 $a_1=1.15$ 、 $b_1=0.17$ 、 $c_1=1.30$ および $\beta=20$ )。

##### ②横拘束によるコンクリートの強度増分( $\Delta F_c$ )

本研究では、実験で得られた全面加力を受けるコンファインドコンクリートの圧縮強度に及ぼす各種要因影響を踏まえて、鋼管および帯筋の横拘束による強度増分 $\Delta F_c$ を次の式(8)で評価し、式中的実験定数を定量化した。

$$\Delta F_c = a_2 \cdot F_1^{b_2} \cdot (eqP_w \cdot \sigma_y)^{c_2} \quad (8)$$

ここに、 $F_1$ : 母材コンクリートの全面圧縮強度( $N/mm^2$ )、



(a) W/C=40%の鋼管コンクリート (b) W/C=65%の鋼管コンクリート (c) W/C=90%の鋼管コンクリート  
(d) φ6mmの帯筋コンクリート (e) φ9mmの帯筋コンクリート  
図-4 提案支圧強度推定式による計算結果と実験結果との比較

$eqP_w$ : 破壊領域における等価横補強比、 $\sigma_y$ : 鋼管および帯筋の降伏点 ( $N/mm^2$ )、 $eqP_w \cdot \sigma_y$ : 破壊領域における等価横補強量 ( $N/mm^2$ )、 $a_2$ 、 $b_2$  および  $c_2$ : 実験定数。

なお、上式中の等価横補強比  $eqP_w$  については、別報<sup>1)</sup>で用いた  $Ahmat$  の式を修正した式(9)を用いた。

$$eqP_w = P_w \left\{ 1 - \left( \frac{S}{a_3 \cdot D} \right)^{b_3} \right\} \quad (9)$$

ここに、 $P_w$ : 帯筋の横補強比 ( $=2 \cdot a_w / (S \cdot D)$ )、 $S$ : 帯筋の配筋間隔 (mm)、 $D$ : 試験体の直径 (mm)、 $a_w$ : 帯筋1本当たりの断面積 ( $mm^2$ )、 $a_3$  および  $b_3$ : 実験定数。

### ③コンファインドコンクリートの全面圧縮強度の表示式

鋼管および帯筋によって横拘束されたコンファインドコンクリートの支圧実験結果を用いて、上記の表示式の実験定数を定量化した結果、次の式(10)が得られた。

$$\left. \begin{aligned} F &= F_2 \cdot \left\{ \left( \frac{H/D}{2} \right)^{0.18} + 0.7 \cdot \sqrt{F_2 \cdot (eqP_w \cdot \sigma_y)} \right\} \\ eqP_w &= P_w \left\{ 1 - \left( \frac{S}{1.25D} \right)^2 \right\} \\ S \geq 1.25D \text{ の場合: } eqP_w &= 0 \end{aligned} \right\} (10)$$

### 3.2.2 C値の定式化

鋼管コンクリートおよび帯筋コンクリートの支圧強度を決定する前掲の式(2)中のC値については、 $H/D=2$ の母材コンクリート試験体の全面圧縮強度( $F_2$ )、等価横補強量( $eqP_w$ )および $H/D$ 比の1次関数として表示できることがわかったため、重回帰分析により定式化を行った。その結果、C値に関する評価式として次の式(11)が得られた。

$$C = -0.0025F_2 + 0.019eqP_w \cdot \sigma_y - 0.311H/D + 1.241 \quad (11)$$

### 3.3 支圧強度推定式の適用性

図-4(a)~(e)は、前掲の式(2)中のF値およびC値をそれぞれ上の式(10)および式(11)で評価した場合の実験結果と推定結果とを比較したものである。これらの図に

よれば、実験結果と推定結果は、比較的によく一致しており、鋼管コンクリートおよび帯筋コンクリートの支圧強度に及ぼす水セメント比、横拘束形式、端部拘束などの各種要因の影響を、 $H/D=2$ の母材コンクリートの全面圧縮強度( $F_2$ )、等価横補強量( $eqP_w \cdot \sigma_y$ )および破壊領域長さ/試験体直径比( $H/D$ )を説明変数とした式(10)および式(11) (それぞれF値とC値)を式(2)に代入することによって広範囲かつ精度良く推定・評価できるといえる。

## 4. 結論

- 1) コンファインドコンクリートの支圧強度に関する実験値は、何れも六車・岡本式による推定値よりも大きく、かつその差は横拘束が大きくなるほど増大する傾向を示し、支圧強度推定値は過小評価となる。
- 2) 横補強形式および支圧端部の横拘束長さの異なる各種調合のコンファインドコンクリートの支圧強度は、本研究で提案した式(2)、式(10)および式(11)を用いることによって統一的に評価できる。

## 参考文献

- 1) 小野晃、関俊力、山田和夫：コンファインドコンクリートの支圧特性に及ぼす端部拘束の影響、コンクリート工学年次論文集、Vol.34、No.1、pp.316-321、2012.7
- 2) 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
- 3) 谷川恭雄、山田和夫：コンクリートの圧縮強度の寸法効果について、日本建築学会論文報告集、第262号、pp.13-21、1977.12