

論文 横拘束コンクリートの支圧特性に関する基礎的研究

山田 和夫*1・関 俊力*2・瀬古 繁喜*3・三井 健郎*3

要旨：本研究では、鋼管および帯筋によって横補強されたコンファインドモルタルの支圧特性に及ぼす水セメント比および横補強量の影響について一連の検討を行った。その結果、プレーンモルタルおよび横補強量の小さいコンファインドモルタルの支圧強度は、六車・岡本式による推定強度と比較的良く一致するが、推定支圧強度は、横補強量が大きくなるに従って過小評価となり、かつ母材モルタルの圧縮強度が小さいほど支圧強度の増大が著しいこと、コンファインドモルタルの支圧強度に及ぼす母材モルタルの圧縮強度および横補強量の影響は、全面圧縮強度を基準とした式(2)と式(3)によって評価できることなどが明らかとなった。

キーワード：コンファインドモルタル、圧縮耐力、支圧強度、荷重-変位関係、靱性改善効果

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研究^{1)~3)}を行っており、前報⁴⁾では、鋼管によって部分的に補強された杭頭部を想定した鋼管コンクリートの1軸支圧特性について一連の検討を行った。その結果、無補強杭頭部の支圧強度は、六車・岡本式⁵⁾で評価できるが、鋼管で部分的に補強された杭頭部に対しては、鋼管の巻き幅が大きくなると支圧強度を過小評価するため、支圧強度推定式を見直す必要があることがわかった。そのため、本研究では、杭頭部の支圧特性に及ぼす横拘束の影響をより詳細に検討することを目的として、鋼管および帯筋によって横拘束された杭頭モデル試験体の1軸支圧特性に及ぼす水セメント比、横補強比および支圧面積比の影響について一連の検討を行った。なお、本実験では、前報^{2),4)}と同様に、横拘束コンクリートの1軸圧縮特性に及ぼす幾何学的非均質性 (D/d: 試験体寸法と粗骨材寸法の比) の影響⁶⁾を取り除くために、粗骨材を含まないモルタルを使用した。

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、何れの試験体も外径(D)×高さ(H)がφ150×300mmの円柱体を使用し、実験要因としては、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)、横補強比(Pw=2.21%(公称肉厚(T)が1.6mmで外径が150mmのストレート継ぎ目溶接鋼管)、Pw=1.30および0.65%(呼び径がφ6で外径150mmの溶込み溶接されたリング状丸鋼(以下、単に帯筋と略記する)の間隔(S)がそれぞれ30および60mm)、Pw=0.00%(補強筋なしのプレーンモルタル)の合計4種類)、並びに水セメント

表-1 実験の概要

| 試験体記号 | W/C (%) | 試験体外寸法 | | 加力 支圧径 B(mm) | 鋼管(帯筋)詳細 | |
|-------------|---------|-------------|-------------|--------------------|----------------------|-------------------|
| | | 直径 D(mm) | 高さ H(mm) | | 肉厚T (直径φ) (mm) | 配筋 間隔 S(mm) |
| BS-40-145 | 40 | φ150 | 300 | φ145 | 1.6 | — |
| BS-40-100 | 40 | φ150 | 300 | φ100 | 1.6 | — |
| BS-40-75 | 40 | φ150 | 300 | φ75 | 1.6 | — |
| BS-40-50 | 40 | φ150 | 300 | φ50 | 1.6 | — |
| BS-65-145 | 65 | φ150 | 300 | φ145 | 1.6 | — |
| BS-65-100 | 65 | φ150 | 300 | φ100 | 1.6 | — |
| BS-65-75 | 65 | φ150 | 300 | φ75 | 1.6 | — |
| BS-65-50 | 65 | φ150 | 300 | φ50 | 1.6 | — |
| BS-90-145 | 90 | φ150 | 300 | φ145 | 1.6 | — |
| BS-90-100 | 90 | φ150 | 300 | φ100 | 1.6 | — |
| BS-90-75 | 90 | φ150 | 300 | φ75 | 1.6 | — |
| BS-90-50 | 90 | φ150 | 300 | φ50 | 1.6 | — |
| BH30-65-145 | 65 | φ150 | 300 | φ145 | (6.0) | 30 |
| BH30-65-100 | 65 | φ150 | 300 | φ100 | (6.0) | 30 |
| BH30-65-75 | 65 | φ150 | 300 | φ75 | (6.0) | 30 |
| BH30-65-50 | 65 | φ150 | 300 | φ50 | (6.0) | 30 |
| BH60-65-145 | 65 | φ150 | 300 | φ145 | (6.0) | 60 |
| BH60-65-100 | 65 | φ150 | 300 | φ100 | (6.0) | 60 |
| BH60-65-75 | 65 | φ150 | 300 | φ75 | (6.0) | 60 |
| BH60-65-50 | 65 | φ150 | 300 | φ50 | (6.0) | 60 |
| BC-65-145 | 65 | φ150 | 300 | φ145 | — | — |
| BC-65-100 | 65 | φ150 | 300 | φ100 | — | — |
| BC-65-75 | 65 | φ150 | 300 | φ75 | — | — |
| BC-65-50 | 65 | φ150 | 300 | φ50 | — | — |

□: 鋼管用ひずみゲージ (l=5mm) ■: コンクリート用ひずみゲージ (l=30mm)

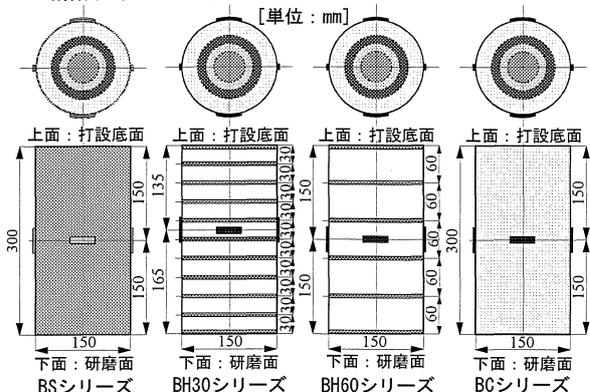


図-1 試験体の形状・寸法、ひずみゲージ貼付位置

*1 愛知工業大学 工学部建築学科教授 工博 (正会員)

*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 (株)竹中工務店 技術研究所 建設技術研究部 工修 (正会員)

表-2 標準調合表

| W/C (%) | S/C | 単位量 (kg/m ³) | | | 目標フロー値 |
|---------|------|--------------------------|-----|-------|--------|
| | | セメント | 水 | 細骨材 | |
| 40 | 1.25 | 835 | 334 | 1,044 | 200±10 |
| 65 | 3.00 | 472 | 307 | 1,415 | |
| 90 | 4.50 | 339 | 305 | 1,527 | |

表-3 材料試験結果
(a) モルタル (W/C=40%)

| 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 | 2.23 | 4.19 | 63.0 | — |
| 41日 | 封緘 | 2.20 | 2.72 | 55.0 | 24.5 |
| 44日 | 封緘 | 2.19 | 2.55 | 57.8 | 24.7 |

[注] 材齢41および44日は、それぞれ支圧実験の直前および直後の結果。

(b) モルタル (W/C=65%)

| 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 | 2.23 | 3.80 | 40.0 | — |
| 43日 | 封緘 | 2.19 | 3.05 | 40.7 | 22.7 |
| 46日 | 封緘 | 2.18 | 2.77 | 42.0 | 21.7 |

[注] 材齢43および46日は、それぞれ支圧実験の直前および直後の結果。

(c) モルタル (W/C=90%)

| 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 | 2.19 | 2.64 | 20.8 | — |
| 46日 | 封緘 | 2.14 | 2.32 | 21.1 | 16.7 |
| 49日 | 封緘 | 2.13 | 2.29 | 21.4 | 16.9 |

[注] 材齢46および49日は、それぞれ支圧実験の直前および直後の結果。

(d) 鉄筋

| 呼び名 | 実測直径 (mm) | 降伏点 (MPa) | 引張強さ (MPa) | ヤング係数 (GPa) | 伸び率 (%) |
|-----|-----------|-----------|------------|-------------|---------|
| φ6 | 5.61 | 288 | 422 | 173 | 21.8 |

(e) 鋼管

| 肉厚 T(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 |
|----------|-----------|------------|-------------|---------|--------|
| 1.60 | 297 | 345 | 224 | 39.2 | 453 μ |

比 (W/C=40, 65および90%の3種類、ただし、W/C=40および90%の場合は鋼管モルタルのみ) 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、目標フロー値を200±10に設定し、普通ポルトランドセメント、天竜川産の川砂(最大寸法: 2.5mm, 表乾密度: 2.60g/cm³)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3種類のモルタルの標準調合表を表-2に示す。試験体の打設は、何れもφ150×300mmの鋼製型枠に2層に分けて行い、棒状パイププレート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モルタルとの界面の摩擦が極力小さくなるようにした。

試験体は、材齢1週で脱型・研磨を行い、その後、実験実施まで実験室内でシート養生を行った。実験時の材齢は42~47日であった。なお、使用モルタルの力学的性

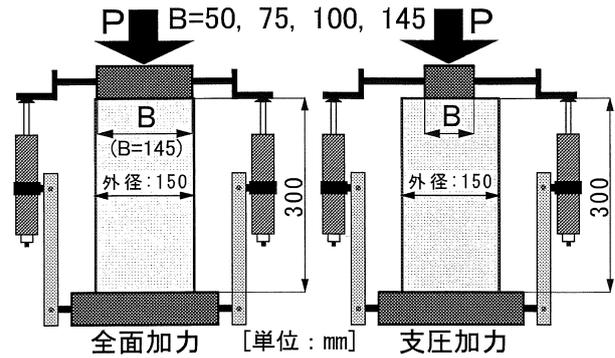


図-2 試験体の加力および軸変位の測定要領

質を調べるためにモルタル打設時に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)、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。本実験で用いたモルタル、帯筋および鋼管に関する材料試験結果を表-3に示す。なお、表-3(e)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、 453×10^{-6} (元応力度=101.5MPa)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2.0mmの载荷スピードで単調漸増1軸载荷を行って荷重-軸変位関係、モルタルおよび鋼管中央側面部(前掲の図-1参照)の荷重-縦・横ひずみ度関係を測定した。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、試験体側面のひずみ度の測定には、ゲージ長5mm(鋼管用)および30mm(モルタル用)のひずみゲージを使用した。

3. 実験結果とその考察

3.1 最大圧縮耐力

表-4は、本実験によって得られた各試験体の最大圧縮耐力(P_c)と最大圧縮耐力時の载荷板間軸変位(δ_c)を一覧表にして示したものである。なお、表中には、3軸応力場にあるプレーンモルタルの構成則としてエンドクロニック理論^{7),8)}を適用し、かつ鋼管および帯筋の1軸応力度(σ)-ひずみ度(ϵ)関係として完全弾・塑性型バイリニア・モデルを用いることによって得られた鋼管および帯筋によって横拘束された全面加力を受けるコンファインドモルタル(O-O-145試験体)の σ - ϵ 関係(例を図-3に示す)から算定した最大圧縮耐力を基準とした後述の六車・岡本式⁵⁾による支圧耐力に関する計算値も併示してある。この表によれば、鋼管および帯筋の元応力を無視した全面加力時の解析結果は、実験結果をか

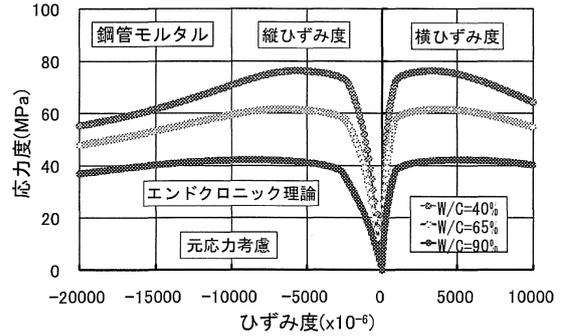
表-4 実験結果一覧

| 試験体記号 | 実験結果 | | 解析結果 | | | |
|-------------|---------------|--------------------|-------------------|---------------|-------------------|---------------|
| | P_c (kN) | δ_c (mm) | iP_{cc} (kN) | iP_{cc}/P_c | aP_{cc} (kN) | aP_{cc}/P_c |
| BS-40-145 | 1324 | 1.80 | 1458 | 1.10 | 1259 | 0.95 |
| BS-40-100 | 1079 | 1.64 | 961 | 0.89 | 830 | 0.77 |
| BS-40-75 | 732 | 1.38 | 696 | 0.95 | 601 | 0.82 |
| BS-40-50 | 459 | 1.59 | 441 | 0.96 | 381 | 0.83 |
| BS-65-145 | 919 | 1.89 | 1214 | 1.32 | 1017 | 1.11 |
| BS-65-100 | 711 | 1.47 | 800 | 1.13 | 670 | 0.94 |
| BS-65-75 | 554 | 1.87 | 579 | 1.05 | 485 | 0.88 |
| BS-65-50 | 371 | 4.52 | 367 | 0.99 | 308 | 0.83 |
| BS-90-145 | 592 | 9.01 | 934 | 1.58 | 696 | 1.18 |
| BS-90-100 | 471 | 2.94 | 615 | 1.31 | 459 | 0.97 |
| BS-90-75 | 373 | 2.38 | 445 | 1.20 | 332 | 0.89 |
| BS-90-50 | 281 | 8.94 | 283 | 1.00 | 211 | 0.75 |
| BH30-65-145 | 780 | 2.44 | 936 | 1.20 | 868 | 1.11 |
| BH30-65-100 | 581 | 1.48 | 617 | 1.06 | 572 | 0.99 |
| BH30-65-75 | 458 | 1.36 | 447 | 0.98 | 414 | 0.90 |
| BH30-65-50 | 281 | 2.18 | 283 | 1.01 | 263 | 0.93 |
| BH60-65-145 | 576 | 1.64 | 789 | 1.37 | 773 | 1.34 |
| BH60-65-100 | 485 | 1.15 | 520 | 1.07 | 509 | 1.05 |
| BH60-65-75 | 338 | 0.88 | 376 | 1.11 | 369 | 1.09 |
| BH60-65-50 | 206 | 0.82 | 239 | 1.16 | 234 | 1.14 |
| BC-65-145 | 716 | 1.26 | 684 | 0.95 | 684 | 0.95 |
| BC-65-100 | 417 | 0.82 | 450 | 1.08 | 450 | 1.08 |
| BC-65-75 | 331 | 0.58 | 326 | 0.98 | 326 | 0.98 |
| BC-65-50 | 196 | 0.49 | 207 | 1.05 | 207 | 1.05 |

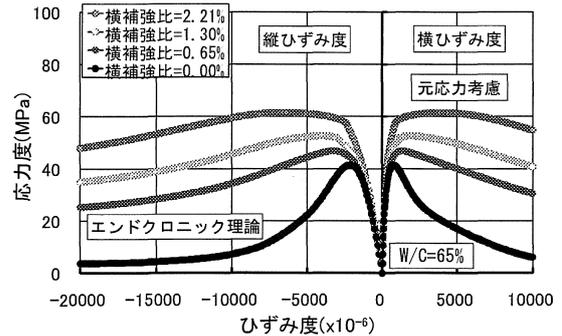
[注] P_c : 最大圧縮耐力実験結果, δ_c : 最大圧縮耐力時の軸変位, iP_{cc} : 鋼管の元応力を無視した場合の最大圧縮耐力の解析結果, aP_{cc} : 鋼管の元応力を考慮した場合の最大圧縮耐力の解析結果。

なり過大評価 ($iP_{cc}/P_c=1.10\sim 1.58$) し, かつ解析結果と実験結果との差は水セメント比が大きくなるほど増大しているが, 元応力を考慮することによって実験結果と良く一致するようになる ($aP_{cc}/P_c=0.95\sim 1.34$) のがわかる。

図-4は, 鋼管モルタルの最大圧縮耐力と母材モルタルの圧縮強度 (実験の直前・直後に得られた標準円柱体強度の平均値 σ_c) との関係を支圧径別に示したものである。図によれば, 鋼管モルタルの最大圧縮耐力は, 支圧径に関わらず母材モルタルの圧縮強度が大きくなるに従ってほぼ直線的に増大しているが, その増大傾向は, 支圧径が大きくなるほど著しくなっている。例えば, 母材モルタルの圧縮強度が21.3MPa (W/C=90%) から56.4MPa (W/C=40%) になると, 支圧径が145mmの場合の最大圧縮耐力は732kNの増大を示すのに対して, 支圧径が50mmの場合には178kNの増大を示しているに過ぎない。図-5は, 最大圧縮耐力と横補強量 ($P_w \cdot \sigma_y$, ここに, σ_y : 鋼管および帯筋の降伏点) との関係を支圧径別に示したものである。図によれば, 最大圧縮耐力は, 一部の試験体 (W/C=65%の支圧径が145mmで帯筋間隔が60mmのBS-65-145試験体) を除けば, 支圧径に関わらず鋼管および帯筋によるコンファインド効果により横補強量が大きくなるとともにほぼ直線的に増大し, かつ最大圧縮耐力は, 支圧径が50mmから145mmになると, 横補強量に関わらず約500kNの増大を示している。



(a) 水セメント比の影響 (鋼管モルタル)



(b) 横補強比の影響 (W/C=65%)

図-3 エンドクロニック理論を適用した応力度-ひずみ度関係に関する解析結果の例 (元応力考慮の場合)

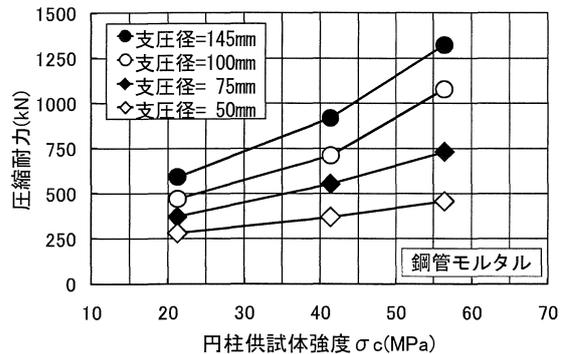


図-4 最大圧縮耐力と水セメント比(母材強度)との関係

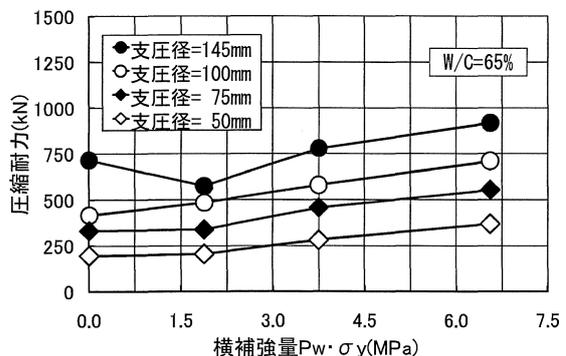
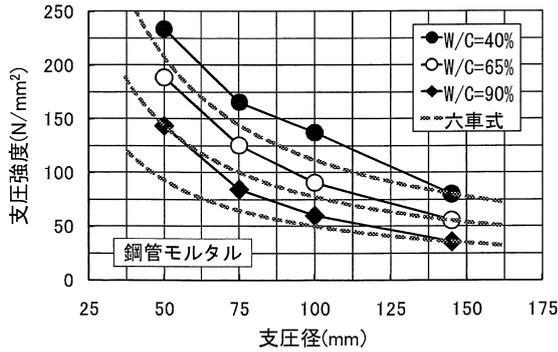
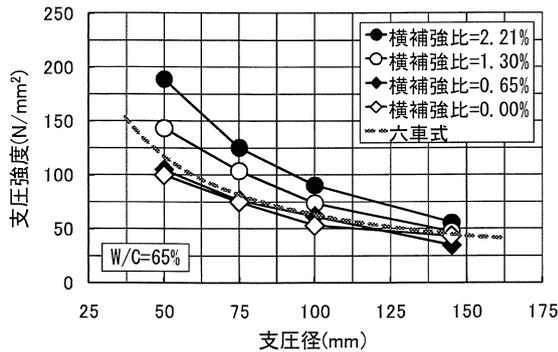


図-5 最大圧縮耐力と横補強量との関係

図-6 (a) および (b) は, それぞれ前掲の図-4 および図-5 の支圧耐力 (最大圧縮耐力 (P_c)) を支圧面積 (下記の A_i) で除した支圧強度と支圧径との関係に及ぼす水セメント比 (W/C) および横補強比 (P_w) の影響を示したものである。なお, 図中には次式の六車・岡本によ



(a) 水セメント比の影響 (鋼管モルタル)



(b) 横補強比の影響 (W/C=65%)

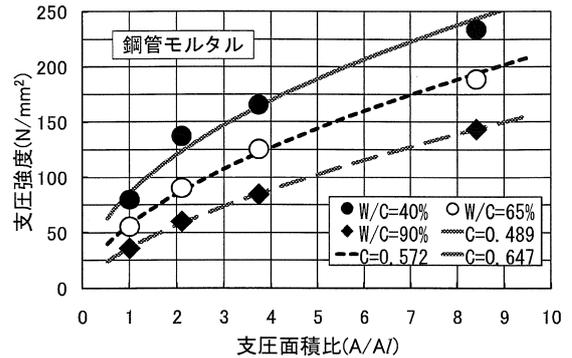
図-6 支圧強度と支圧径との関係

る支圧強度推定式⁵⁾による計算値も併示してある。

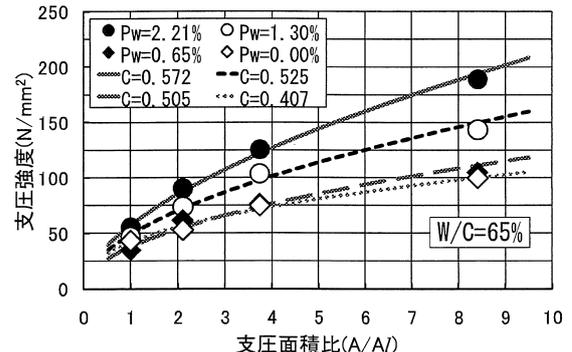
$$F_B = F \cdot (A/A_i)^{0.439} \quad (1)$$

ここに、 F_B ：支圧強度 (N/mm²)、 F ：全面圧縮強度 (N/mm²)、 A ：支圧面積 (mm²)、 A_i ：支圧径 (mm²)。

これらの図によれば、横補強比 (Pw) が2.21%の鋼管モルタルの支圧強度 (図(a)参照) は、六車・岡本の支圧強度式による傾向と同様に、支圧径 (または支圧面積) が小さくなるに従って増大しているが、実験値は水セメント比 (W/C) に関わらず推定値よりも大きく、かつ母材モルタルの圧縮強度が小さい (W/Cが大きい) ほどその差が増大する傾向を示している。一方、支圧強度と支圧径との関係に及ぼす横補強比 (Pw) の影響を示した図-6 (b)によれば、プレーンモルタル (Pw=0.00%、図中の◇) および帯筋間隔が60mmのコンファインドモルタル (Pw=0.65%、図中の◆) の支圧強度の実験値は、六車・岡本による支圧強度推定値と比較的良好一致しているが、横補強比 (Pw) が0.65%よりも大きくなると、支圧強度推定値は過小評価となり、更に実験値と支圧強度推定値との差は、横補強比が大きくなるに従って増大する傾向を示している。以上のことから、支圧強度と支圧径との関係は、母材モルタルの強度以外に鋼管および帯筋によるコンファインド効果によって影響を受け、一般的に母材モルタルの強度が小さく、かつコア部モルタルに対する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いことがわかる。



(a) 水セメント比の影響 (鋼管モルタル)



(b) 横補強比の影響 (W/C=65%)

図-7 支圧強度推定式中の係数Cの算定結果

表-5 支圧強度推定式中の係数の算定結果一覧

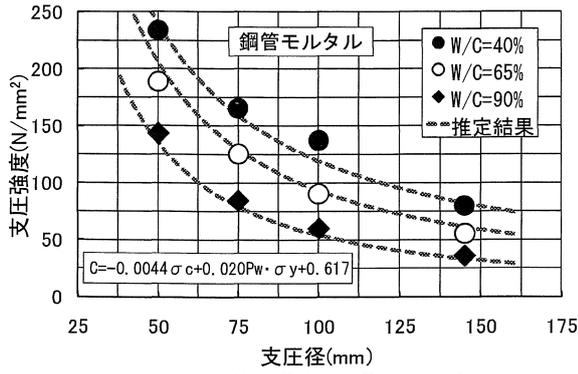
| (a) 水セメント比の影響 | | | (b) 横補強比の影響 | | |
|---------------|----------------|-------|-------------|----------------|-------|
| W/C (%) | 全面圧縮強度 F (MPa) | 係数C | 横補強比 Pw (%) | 全面圧縮強度 F (MPa) | 係数C |
| 40 | 86.1 | 0.489 | 2.21 | 57.4 | 0.572 |
| 65 | 57.4 | 0.572 | 1.30 | 49.0 | 0.525 |
| 90 | 36.3 | 0.647 | 0.65 | 38.0 | 0.505 |
| | | | 0.00 | 42.1 | 0.407 |

図-7 (a)および(b)は、支圧強度 (F_B) と支圧面積比 (A/A_i) との関係を次式で評価した場合の推定結果と実験結果との比較を、それぞれ水セメント比 (W/C) および横補強比 (Pw) 別に示したものである。

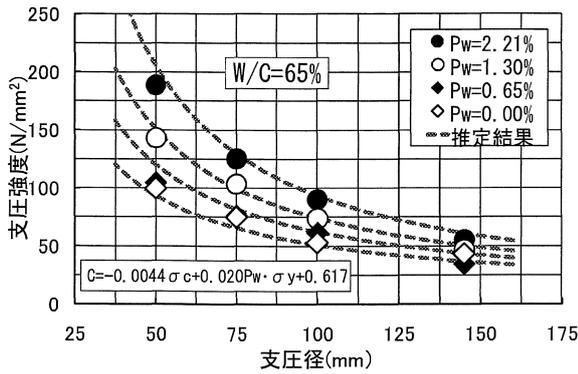
$$F_B = F \cdot (A/A_i)^C \quad (2)$$

図によれば、実験結果と推定結果は非常に良く一致しており、同一のW/C (=母材モルタルの圧縮強度 (σ_c)) およびPw (=横補強量 ($Pw \cdot \sigma_y$)) 毎に全面圧縮強度 (F) および係数 (C) を設定することによって、かなりの精度で支圧強度の推定が可能であるといえる。なお、全面圧縮強度 (F) の実験結果が得られていない場合には、前述のエンドクロニック理論を用いて F 値を推定する。

表-5は、本実験によって得られた全面圧縮強度 (F) および係数 (C) を一覧表にして示したものである。なお、紙数の関係で図には示していないが、式(2)中の係数 (C) は、母材モルタルの圧縮強度 (σ_c) および横補強量 ($Pw \cdot \sigma_y$) の1次関数として表示できることがわかった。この点を踏まえて、本研究では、本実験結果に



(a) 水セメント比の影響 (鋼管モルタル)



(b) 横補強比の影響 (W/C=65%)

図-8 支圧強度の推定結果

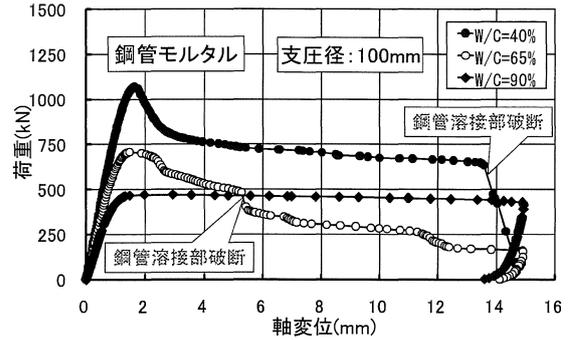
対して重回帰分析を行った。その結果、本実験の範囲では、係数 (C) に関する評価式として次式が得られた。

$$C = -0.0044\sigma_c + 0.020P_w \cdot \sigma_y + 0.617 \quad (3)$$

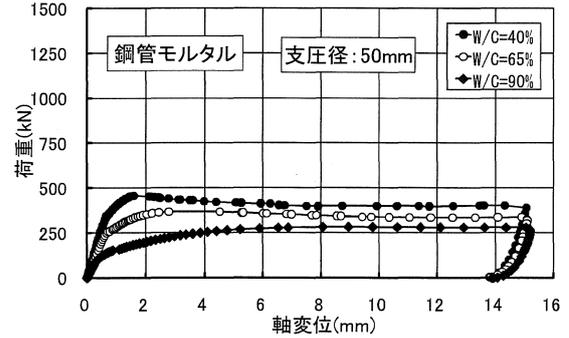
図-8は、式(2)中の係数 (C) を式(3)で評価した場合の実験結果と推定結果を比較したものである。図によれば、支圧強度に及ぼす母材モルタルの圧縮強度 (σ_c) および横補強量 ($P_w \cdot \sigma_y$) の影響は、式(2)および式(3)を用いることによって精度良く評価できるといえる。

3.2 変形特性

図-9および図-10は、それぞれ荷重-軸変位関係に及ぼす水セメント比および横補強比の影響を支圧径別に示した例である。これらの図によれば、鋼管モルタル (図-9参照) の最大圧縮耐力は、支圧径に関わらず水セメント比 (W/C) が小さく母材モルタルの圧縮強度が大きくなるに従って増大するが、最大耐力時の軸変位および圧縮靱性は、逆に低下する傾向を示しており、母材モルタルの圧縮強度が小さいほど鋼管による靱性改善効果が期待できるといえる。これに対して、荷重-軸変位関係に及ぼす横補強比の影響を示した図-10によれば、最大圧縮耐力、最大耐力時の軸変位および圧縮靱性は、支圧径に関わらず横補強比が大きいほど増大する傾向を示している。特に、横補強比の小さい帯筋間隔が60mm (横補強比 $P_w=0.65\%$) の試験体では、最大圧縮耐力はプレーンモルタルに比べて大差なく、若干増大する程度であ

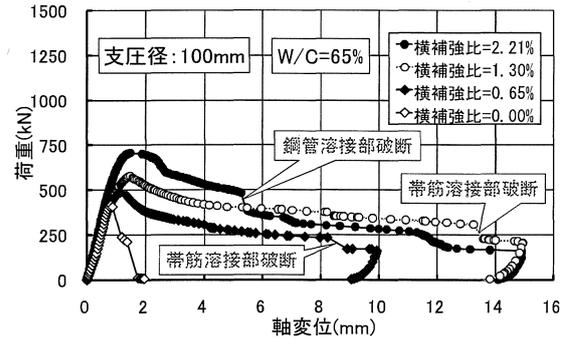


(a) 支圧径=100mm

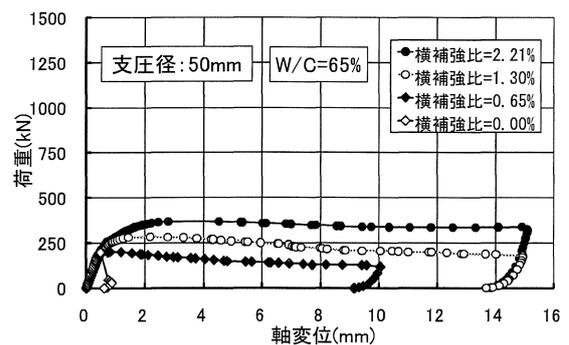


(b) 支圧径=50mm

図-9 荷重-軸変位関係に及ぼす水セメント比の影響の例 (鋼管モルタル)



(a) 支圧径=100mm



(b) 支圧径=50mm

図-10 荷重-軸変位関係に及ぼす横補強比の影響の例 (W/C=65%)

るが、圧縮靱性は著しく改善されているのがわかる。また、コンファインドモルタルの荷重-軸変位関係は、支圧径が小さくなるほど延性的な性状を示す傾向にある。

図-12は、前掲の図-3に示したエンドクロニック理論を適用することによって得られた全面加力を受けるコンファインドモルタルの $\sigma - \epsilon$ 関係を図-11に示す直列

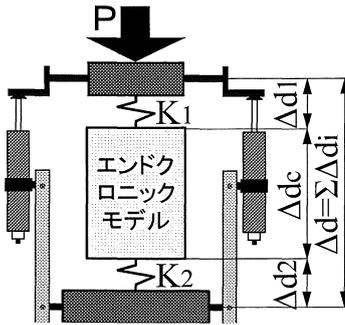
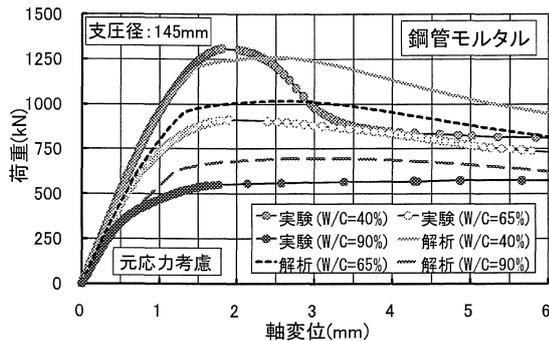
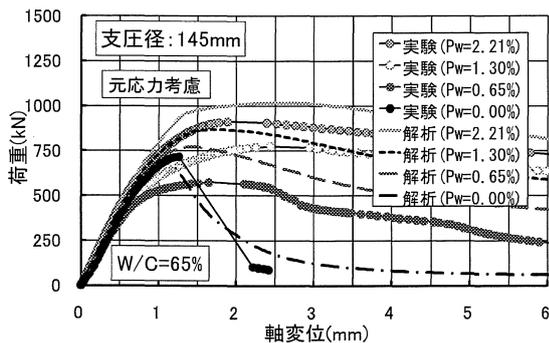


図-11 解析結果の軸変位算定用の力学モデル



(a) 鋼管モルタル



(b) W/C=65%

図-12 エンドクロニック理論を適用した荷重-軸変位関係に関する解析結果と実験結果との比較 (全面加力時)

の載荷力学モデルを用いて荷重-軸変位関係に拡張した結果を示したものである。なお、試験体両端面と載荷板間の界面性状は2種類の線形バネでモデル化し、それらのバネ剛性 (K_1 および K_2) は、支圧径を145mmに設定した全試験体の荷重-軸変位関係における実験結果と解析結果の初期剛性がほぼ一致する $K_1=K_2=200\text{MPa/mm}$ を一律に採用した。この図および3.1節で述べた結果より、実験で観察された鋼管および帯筋で横拘束されたコンファインドモルタルの最大圧縮耐力 (表-4参照)、最大耐力時の軸変位および圧縮靱性に及ぼす水セメント比と横補強比の影響は、上記のエンドクロニック理論を適用した力学モデルによって説明が可能であるといえる。

4. 結論

本研究によって得られた結果を要約すると、およそ以下のようにまとめられる。

- 1) プレーンモルタルおよび横補強比 (P_w) が0.65%以下に設定されたコンファインドモルタルの支圧強度は、六車・岡本式による推定強度と比較的良好一致するが、横補強比がそれ以上になると、推定支圧強度は、横補強比が大きくなるほど過小評価となる。
- 2) 水セメント比が大きくて母材モルタルの圧縮強度が小さい試験体ほど、横補強比が同じに設定されたコンファインドモルタルの支圧強度の増大は著しい。
- 3) コンファインドモルタルの支圧強度に及ぼす母材モルタルの圧縮強度 (σ_c) および横補強量 ($P_w \cdot \sigma_y$) の影響は、本実験の範囲では、全面圧縮強度を基準とした式(2)と式(3)によって精度良く評価できる。
- 4) コンファインドモルタルの変形特性は、支圧径および高水セメント比で母材モルタルの圧縮強度が小さく、横補強比が大きいものほど延性的な性状を示す。

謝辞

本実験とデータ整理に際して多大なご助力を得た愛知工業大学4年生の安藤智晃君、武田直樹君、富野裕之君、中村哲也君および八鳥秀徳君に対して謝意を表します。また、本実験は、愛知工業大学耐震実験センターを利用して実施し、本研究費の一部として、愛知工業大学耐震実験センターの研究費を使用したことを付記する。

参考文献

- 1) 山田和夫, 山本俊彦, 伴幸雄, 河邊拓也: 鋼管で補強された杭頭半剛接合部の1軸圧縮特性に関する基礎的研究, セメント・コンクリート論文集, No.61, pp.204-210, 2008.2
- 2) 山田和夫, 関俊力, 巻幡悠佑: 鋼管で補強されたコンクリートの1次圧縮特性に及ぼす調査の影響, コンクリート工学年次論文集, Vol.30, No.1, pp.393-398, 2008.7
- 3) 山田和夫, 関俊力, 山本俊彦, 伴幸雄: 鋼管形式による杭頭半剛接合部の1軸圧縮特性に関する基礎的研究, セメント・コンクリート論文集, No.62, pp.240-247, 2009.2
- 4) 山田和夫, 関俊力, 巻幡悠佑: 鋼管で補強されたコンクリート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.31, No.1, pp.469-474, 2009.7
- 5) 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
- 6) 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
- 7) Bazant, Z.P. and Shieh, C.L.: Endochronic Model for Nonlinear Triaxial Behavior of Concrete, Nuclear Eng. and Design, Vol.47, pp.305-315, 1978
- 8) 谷川恭雄, 山田和夫: エンドクロニック理論のコンクリート工学への適用, コンクリート工学, Vol.21, No.1, pp.31-43, 1983.1