

繰返し載荷試験による超硬練りコンクリートの 締固め特性の研究

中島 聡¹・村上 祐治²・堤 知明³・松島 学⁴

¹正会員 工修 株式会社 間組 土木本部 (〒107-8658 東京都港区北青山2-5-8)

²正会員 工博 株式会社 間組 技術研究所 (〒305-0822 茨城県つくば市荻間字西向515-1)

³正会員 工博 東京電力株式会社 電力技術研究所 (〒230-0002 神奈川県横浜市鶴見区江ヶ崎町4-1)

⁴正会員 工博 香川大学工学部 安全システム建設工学科 (〒760-8526 香川県高松市幸町1-1)

超硬練りコンクリートの締固め特性を明らかにするため、繰返し載荷三軸試験を行った。その結果、非排水状態において、繰返し載荷荷重を大きくした場合には、間隙圧が上昇し破壊に至る液状化現象が観察された。また、試験から得られた繰返し回数と密度増加の関係は、転圧前の密度比と転圧力により決定される双曲線により近似できた。

この双曲線関係を実際の振動ローラーによる締固め現象に適用するために、超硬練りコンクリート内の転圧力の分布を仮定して、振動ローラーによる締固めのシミュレーションを行った。その結果、実際の振動ローラーによる締固めをある程度再現できることがわかった。

Key Words : very stiff concrete , compaction , cyclic triaxial test , liquefaction constitutive model

1. はじめに

RCD工法とは、貧配合の超硬練りコンクリートを約1mの厚さまでブルドーザーにより薄層で撤出し、振動ローラーにより締固める工法である。RCD工法に関し、振動ローラーによる締固めの厚層化が求められており、そのためには超硬練りコンクリートの締固め特性の解明が不可欠である。

締固め特性を実験的に解明する手法としては、現場転圧試験と室内試験があるが、室内試験はより多く条件下での試験を行い定性的な判断を得るのに適している。一方、締固め特性に関しては、材料物性との関係と、締固めエネルギーとの関係に大別できる。室内試験により締固めエネルギーと締固めによる密度変化の関係を検討している従来の研究としては、モールドに充填したコンクリートを上載した起振機の鉛直振動により締固める方法¹⁾や、振動台で加振する方法²⁾などが実施されており、締固めエネルギーや振動加速度との関係が示されている。

本論文は、室内試験により締固めエネルギーと密度変化の関係について検討を行うものであり、締固めエネルギーを載荷応力の大きさと繰返し載荷回数により評価している。

超硬練りコンクリートの載荷応力の大きさと繰返し載荷回数と密度変化の関係は、砂の液状化強度試験で用いられる繰返し載荷三軸試験³⁾を用いて、鉛直方向の静的載荷応力、動的載荷応力、水平方向の拘束応力等の応力条件を変化させた載荷を行い、数値モデルとして表した。

また、振動ローラーによる転圧力の伝達に関しては、深度方向に一定の角度で分散する応力分布および弾性解であるBoussinesqの応力分布と試験施工時に計測した応力分布を比較した。

さらには、振動ローラーによる転圧時の締固めエネルギーの深度方向の分布に、室内試験から得られた関係を適用し、転圧後の密度分布をシミュレートし、実測の密度変化と比較を行った。

2. 超硬練りコンクリートの締固め特性

(1) 試験法の選定

締固めによる密度増加とは、コンクリート内の空隙を形成する粒子が再配列することにより、空隙がより少ない密な状態に移行することである。

超硬練りコンクリートは、100mm以上の骨材から微細なモルタルまで様々な粒径を持つ材料が含ま

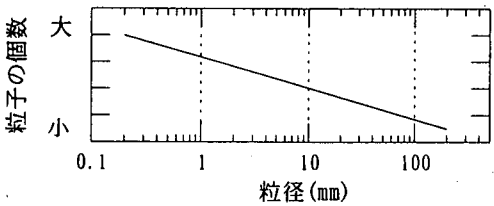
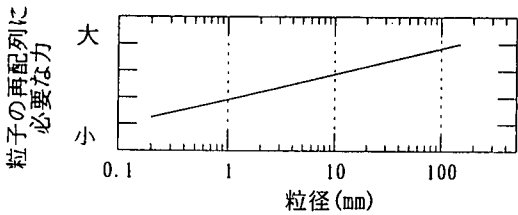
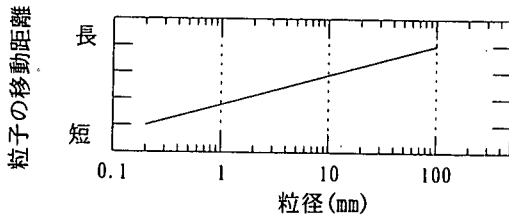
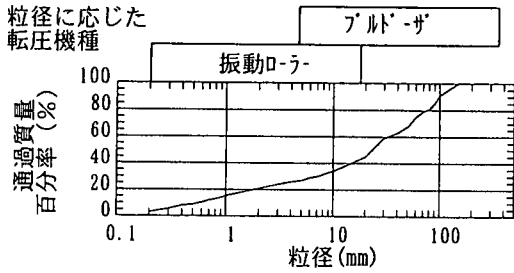


図-1 粒度と締固め特性の概念図

れているため、粒子間の空隙にも大粒径材同士で構成されるものと小粒径材同士で構成されるものがあると言える。大粒径材は再配列に必要な力が大きく移動距離も長い、粒子の個数が少ないため、ブルドーザによる数均し時の衝撃的な荷重により密な状態になると考えられる。一方、小粒径材は再配列に必要な力は小さく移動距離も短い、粒子の数が多いため、振動ローラーによる高周波の繰返し荷重により密な状態になると考えられる。粒度と締固めの特性の概念図を図-1に示す。したがって、小粒径材に対して振動ローラーによる締固めメカニズムを解明するためには、繰返し荷重三軸試験が適していると考えられる。

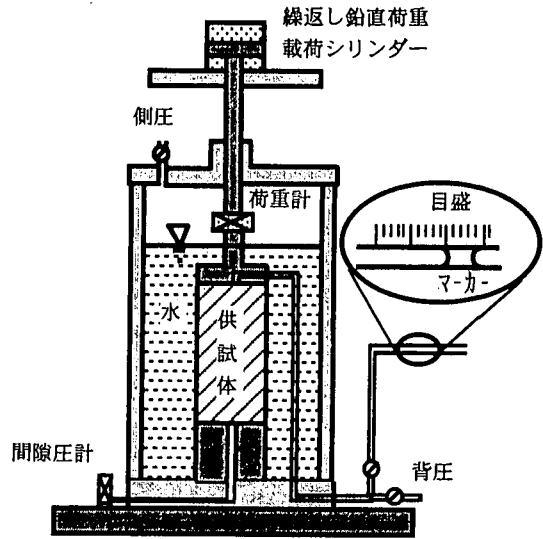
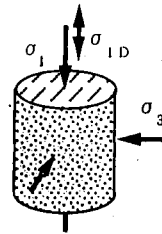


図-2 試験装置



σ_1 : 静的鉛直応力
 σ_3 : 拘束応力
 σ_{1D} : 動的鉛直応力

図-3 供試体の応力状態

(2) 繰返し荷重三軸試験

a) 試験装置

試験装置は砂の液状化強度試験に用いられるもので、高さ100mm、直径50mmの円柱形をした供試体に対し、油圧により鉛直応力 σ_1 を、水圧により拘束応力 σ_3 を荷重するものである(図-2)。鉛直応力の荷重は、静的な荷重とともに荷重振幅を変化させた動的繰返し荷重を行うことができる(図-3)。供試体はゴムスリーブにより包まれており、拘束水が浸入することは無い。また、供試体下面において間隙圧を計測することができる。通常の液状化強度試験は、間隙が水で飽和された状態で行うので、供試体内の気圧を高くし、間隙空気を圧縮して飽和度を高めるための背圧を作用させるが、本試験は間隙の空気量の変化を計測することが目的であるため、背圧は作用させなかった。

表面近くの位置でのコンクリート内の空気が容易に排出できる状態と、深部での空気が排出されにくい状況を再現するために、試験は排水状態として

表-1 試験材料の示方配合

	示方配合 (kg/m ³)								VC値		
	水 W	セメント C	フライアッシュ F	細骨材 S	粗骨材 (mm)				AE減水剤 No. 8	<40mm	<10mm
					120-80 G1	80-40 G2	40-20 G3	20-5 G4			
フルミックスコンクリート	80.0	91.0	39.0	641.7	421.8	421.8	421.8	421.8	1.3	17秒	28秒
25mm以下の骨材	129.0	169.6	72.7	1229.2	0.0	0.0	0.0	808.0	2.42	—	27秒

表-2 試験ケース

供試体寸法 高さ×直径 H, φ (cm)	排水条件	VC値 (秒)	初期密度比 Dc0 (%)	載荷周波数 f (Hz)	拘束応力 σ3 (kPa)	静的鉛直応力 σ1 (kPa)	動的鉛直応力 σ1D (kPa)			
10×5	非排水	10	94	0.1	49.05	98.1	58.860	73.575	83.385	
10×5	非排水	20	82.8	0.1	49.05	98.1	27.468	53.955	71.123	
10×5	非排水	20	86.2	0.1	49.05	98.1	56.408	68.670	73.575	
10×5	非排水	20	90	0.1	49.05	49.05	9.810	17.658	27.959	36.788
10×5	非排水	20	90	0.1	19.62	39.24	9.320	28.449		
10×5	非排水	20	90	0.1	49.05	98.1	17.658	58.860	78.480	83.385
10×5	非排水	20	90	0.1	98.1	196.2	85.838	117.720	147.150	159.413
10×5	非排水	20	90	1	49.05	98.1	28.449	61.313	76.028	
10×5	非排水	20	90	10	49.05	98.1	27.468	58.860	80.933	93.195
10×5	非排水	20	94	0.1	49.05	98.1	58.860	78.480	88.290	
10×5	非排水	20	98	0.1	49.05	98.1	58.860	76.028	78.480	
10×5	非排水	30	94	0.1	49.05	98.1	58.860	78.480	83.385	
10×5	排水	10	90	0.1	49.05	49.05	56.408	78.480	88.290	
10×5	排水	20	94	0.1	49.05	98.1	56.408	78.480	88.290	
10×5	排水	20	90	0.1	19.62	49.05	29.430			
10×5	排水	20	90	0.1	49.05	49.05	36.788	56.408	78.480	
10×5	排水	20	90	0.1	98.1	49.05	117.720	152.055	132.435	
10×5	排水	20	90	1	49.05	49.05	46.598	66.218		
10×5	排水	20	90	10	49.05	49.05	27.468	54.936	76.028	
10×5	排水	20	98	0.1	49.05	49.05	78.480			
10×5	排水	30	90	0.1	49.05	49.05	58.860	78.480	88.290	
600×300	非排水	20	94	0.1	49.05	98.1	39.240	51.503	66.218	73.575
600×300	非排水	20	94	0.1	49.05	98.1	68.670	78.480	117.720	
600×300	排水	20	90	0.1	49.05	98.1	32.373	44.145		

◎基本ケース(G1-40cm付近の応力レベルを想定している(図-25).)

供試体外へ空気の排出を許す方法と非排水状態で空気の移動を許さない方法の2種類を行った。排水試験では、供試体内から排出される空気量の計測は、供試体と同じ高さで水平に設置した計測管内に入れた液体マーカの移動量により行った。この手法により、供試体内に水位の変動による背圧が作用することなく、排出される空気量を計測できた。

b) 試験材料

実施工で用いる超硬練りコンクリートの骨材の最大粒径は150mm程度であるが、振動ローラーによる締固めは比較的小粒径の骨材間の空隙を埋めるものであると考えた。そこで試験材料の骨材の最大粒

径は、繰返し載荷三軸試験の供試体内での骨材位置が試験結果に影響を及ぼさないように、最大粒径を供試体の直径の5分の1となる10mmとしても問題無いと考えた。

実施工で用いるコンクリートの締固め特性が最大粒径を10mmとした場合に反映されるよう、フルミックスのコンクリートを10mmフルイでウェット・スクリーニングした材料を使用することとした。しかしながら、フルイを通過しない骨材と一緒にコンクリートの練混ぜを行うことは無駄が多いため、20mm以下の骨材による練混ぜ材料をウェット・スクリーニングすることとした。20mm以下の骨材に

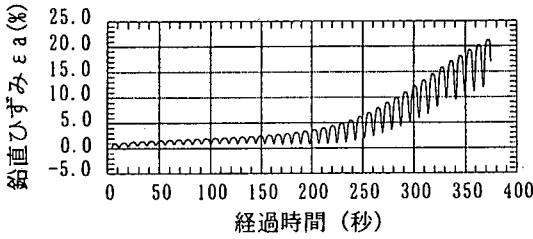


図-4 経過時間と鉛直ひずみの関係(動的応力 大)

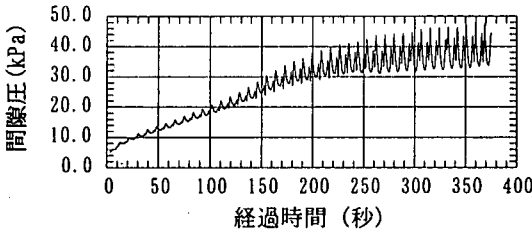


図-5 経過時間と間隙圧の関係(動的応力 大)

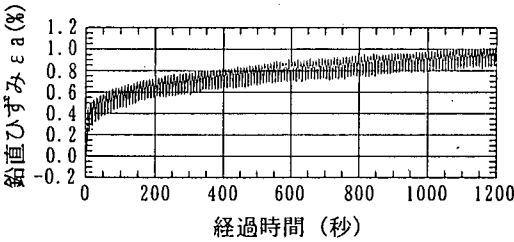


図-6 経過時間と鉛直ひずみの関係(動的応力 小)

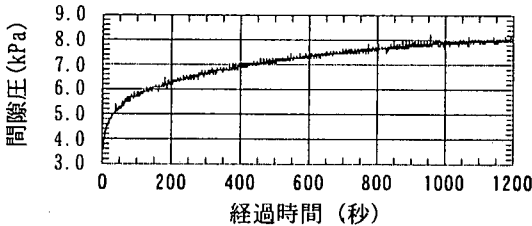


図-7 経過時間と間隙圧の関係(動的応力 小)

よる配合は、10mmフルイでウェット・スクリーニングしたときに、フルミックスのコンクリートを同じく10mmフルイでウェット・スクリーニングしたときと同じVC値が得られるように決定した。配合試験は、ウェット・スクリーニング時に10mm以上の骨材とその骨材に付着した水以外は、すべてフルイを通過すると仮定して、 $W/(C+F)$ のみを変化させて水分量だけで調整した。VC値20秒の配合を表-1に示す。

10mm以下の骨材により作成した供試体の密度比を、フルミックスの材料の密度比に換算するには、

式(1)に示すWalker Holtzの近似⁹⁾を用いた。

$$D_c = \frac{1}{D_{cmax}} \cdot \frac{1}{\frac{w_s}{D_{cmax_s}} \cdot \frac{1}{D_{c_s}} + \frac{1-w_s}{G_{s_L}}} \quad (1)$$

ここで、 D_c :フルミックスの材料の密度比、 D_{cmax} :フルミックス材料の理論密度、 w_s :粒径が10mm以下の材料の全体に対する質量の比、 D_{c_s} :粒径が10mm以下の材料の密度比、 D_{cmax_s} :粒径が10mm以下の材料の理論密度、 G_{s_L} :粒径が10mm以上の骨材の表乾比重を意味する。

c) 試験ケース

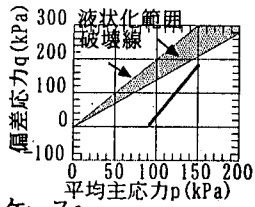
試験ケースの一覧を表-2に示す。試験は小型供試体(高さH10cm×直径φ5cm)、非排水条件、VC値20秒、初期密度比90%、載荷周波数0.1(Hz)、拘束応力49(kPa)、静的鉛直応力98.1(kPa)を基本ケースとした。各試験は基本ケースをもとに各条件を変化させて行った。基本ケースで用いた静的鉛直応力と拘束応力の比は、静止土圧係数の一般的な値である0.5である。

(2) 液状化特性

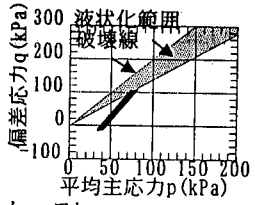
図-4、図-5に動的鉛直応力が大きい条件(VC値10(秒)、載荷周波数0.1(Hz)、拘束応力49(kPa)、静的鉛直応力98.1(kPa)、動的鉛直応力73.6(kPa))の結果を示す。非排水条件の試験において、動的鉛直応力が大きい試験ケースでは、繰返し載荷とともに間隙圧が上昇し、鉛直ひずみが収束しない現象が見られた。以後この現象を液状化と呼ぶものとする。一方、液状化が生じなかった例として、図-6、図-7に動的鉛直応力が小さい条件(VC値10(秒)、載荷周波数0.1(Hz)、拘束応力49(kPa)、静的鉛直応力98.1(kPa)、動的鉛直応力58.9(kPa))の結果を示す。

液状化が生じる動的鉛直応力の大きさについて検討するため、VC値20(秒)、初期密度比90(%)、載荷周波数0.1(Hz)の同一条件の下で行われた5ケースの試験の応力径路(図-8)を比較する。同図における横軸は有効応力表示による平均主応力 p ($=(\sigma_1 + \sigma_{1D} + 2 \cdot \sigma_3)/3 - u$)、縦軸は偏差応力 q ($=(\sigma_1 + \sigma_{1D} - \sigma_3)$)である。同図にはいくつかの異なる初期平均主応力の状態から、鉛直応力のみを増加させていく静的な三軸圧縮強度試験を実施して、破壊が生じた時点での応力状態を結ぶことで求めた破壊線も示している。

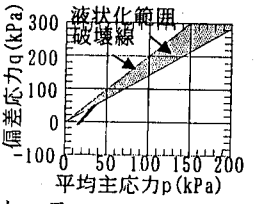
拘束応力 σ_3 を一定として動的鉛直応力 σ_{1D} を載荷する時、応力径路の勾配は $3(=\Delta q/\Delta p)$ の直線の径



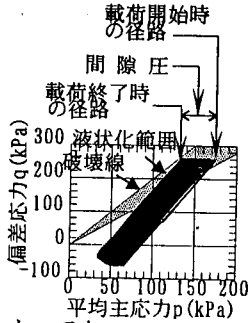
ケースa
(平均主応力大, 非液状化)



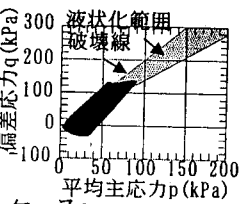
ケースb
(平均主応力中, 非液状化)



ケースc
(平均主応力小, 非液状化)



ケースd
(平均主応力大, 液状化)



ケースe
(平均主応力中, 液状化)

図-8 荷重試験の応力経路

路となる。この応力経路の右上端が繰返し荷重において動的鉛直応力の最も大きい点であり、左下端が最も小さい点である。間隙圧の発生によりこの線分は左側に移動していくこととなる。

有効応力表示による平均主応力 p が同一で動的鉛直応力が異なるケース a とケース d, および動的鉛直応力が同一で平均主応力 p が異なるケース a とケース e を比較すると、荷重開始時の応力経路の右上端の点が破壊線に近い範囲に入ったケース d, ケース e では、間隙圧が発生するため、応力経路が荷重開始時の右側の径路から左側へ移動していき、応力経路の横幅が広がっていることがわかる。また液状化を生じているケース d とケース e を比較すると、平均主応力 p が大きいケース d の方が、液状化を生じる時の偏差応力の振幅も大きくなっていることがわかる。

さらに、同図に関して、荷重開始時の応力経路の右上端点 ($(\sigma_1 + \sigma_{1D} + 2 \cdot \sigma_3) / 3$, $\sigma_1 + \sigma_{1D} - \sigma_3$) の位置に対して、液状化の有無を区分することが可能な、原点を通る一定勾配の境界線を設定することが

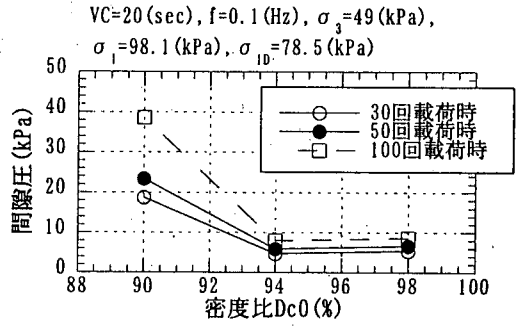


図-9 密度比と間隙圧の関係

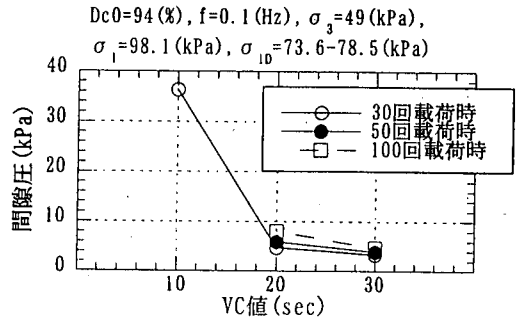


図-10 VC値と間隙圧の関係

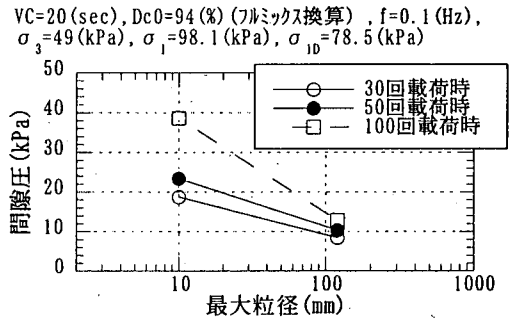


図-11 最大粒径と間隙圧の関係

できた。すなわち、この境界線は液状化範囲の下限線となり、この境界線を上回る大きさの動的鉛直応力が荷重された場合に液状化が生じることとなる。したがって、以後ではこの勾配を液状化強度と呼ぶこととする。

荷重重の大きさと周波数の荷重条件を同一として、材料の初期密度比のみを変化させた場合の繰返し荷重回数と発生する間隙圧の関係を図-9に示す。同図より密度比が大きな材料ほど発生する間隙圧が小さいことがわかる。したがって密度比が大きな材料ほど、液状化強度が大きくなり、同一の動的鉛直応力振幅に対して発生する間隙圧が小さくなると考

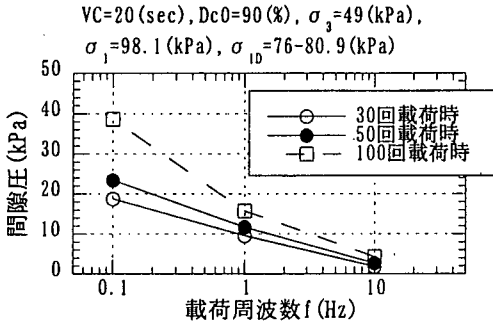


図-12 載荷周波数と間隙圧の関係

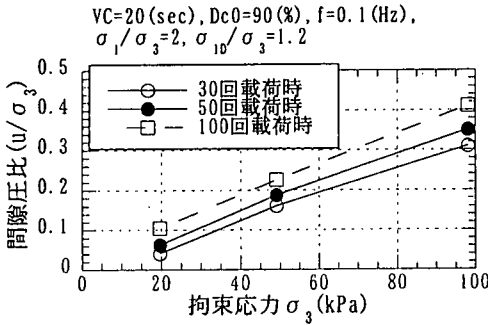


図-13 拘束応力と間隙圧の関係

えられる。

同様に、VC値、最大粒径のみが異なる材料について、載荷重の大きさと周波数の載荷条件を同一とした場合の繰返し載荷回数と発生する間隙圧の関係を図-10、図-11に示した。VC値が大きい状態、最大粒径が大きい状態で間隙圧が小さくなっており、これらの条件の時に液状化強度が大きくなっていることが考えられる。

一方、同一の材料に対して載荷荷重の大きさは同じ条件で、載荷周波数のみを変化させた場合の発生間隙圧の比較を図-12に示す。同図より載荷周波数が大きいほど発生する間隙圧が小さいことがわかる。これは、載荷周波数が大きいほど載荷速度が速くなるために、材料が持つ粘性により液状化強度が大きくなっていると考えられる。

以上の結果から、液状化強度は密度比、VC値、最大粒径、載荷周波数により変化するとと言える。

次に、材料の密度比、VC値、最大粒径と載荷周波数を同一として、載荷荷重を応力比 q/p の値が一定の条件の下で、拘束応力 σ_3 の大きさの違いが間隙圧の発生に及ぼす影響を比較した(図-13)。発生間隙圧は拘束応力に対する比(間隙圧比)で表している。同図より拘束応力にほぼ正比例して、間隙圧比が増加していることがわかる。したがって、液

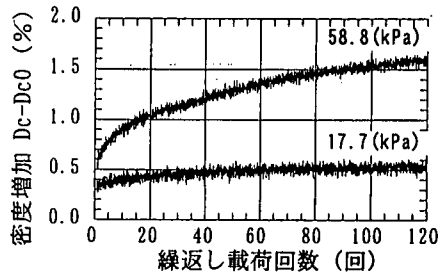


図-14 動的鉛直応力と密度変化の比較(非排水)

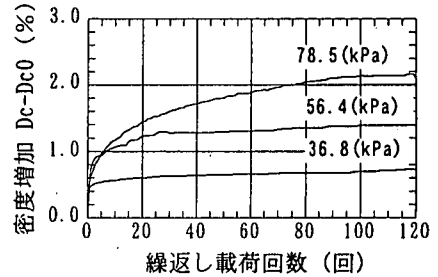


図-15 動的鉛直応力と密度変化の比較(排水)

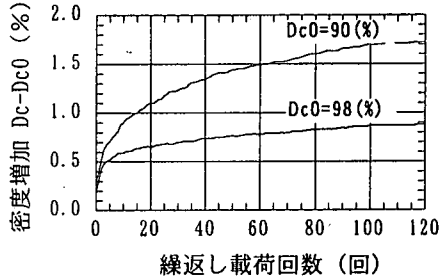


図-16 初期密度比と密度変化の比較

状化強度は原点を通る勾配一定の境界線で表わされるため液状化の有無は応力比 q/p により判断できるが、液状化した時に発生する間隙圧比は応力比 q/p のみでは推定できず、 p が大きくなるほど大きくなると言える。

(3) 締固め特性

繰返し載荷を受けた締固め後の供試体の密度を、排水試験と非排水試験について、各々式(2)、式(3)により求めた。

排水条件では供試体外への空気と水の排出を許すが、理論密度以下では水の排出は無いと考えられ、また実際にも試験では水の排出は観察されなかった。したがって、密度変化は空気が排出された分だけ体積が減少したとして算定した。一方、非排水条件の場合は、締固めにより間隙の空気が圧縮された分だけ体積が減少するものとして、密度比の変化を算定した。なお、間隙の空気の圧縮量は $PV=一定$ (ボイルの法則、 P :圧力、 V :体積)が成り立つとして間隙

表-3 双曲線近似の結果

排水条件	初期密度比 Dc0 (%)	動的鉛直応力 σ_1 (kPa)	1/a	1/b
非排水	76.12	27.47	5.53E-01	3.33
非排水	75.61	53.96	1.71E+00	6.50
非排水	74.90	71.12	7.11E+00	6.37
非排水	79.98	56.41	8.68E-01	6.90
非排水	78.86	68.67	1.94E+00	5.97
非排水	79.52	73.58	4.82E+00	5.46
非排水	81.89	17.66	7.96E-02	0.57
非排水	82.10	58.86	8.63E-02	1.88
非排水	83.19	78.48	8.87E-02	8.56
非排水	82.42	83.39	1.91E-01	5.55
非排水	88.23	58.86	3.40E-02	0.97
非排水	88.42	78.48	2.23E-02	1.21
非排水	89.19	88.29	9.56E-02	1.23
非排水	94.42	78.48	1.48E-02	0.62
排水	88.48	56.41	4.80E-02	1.31
排水	88.76	78.48	6.63E-02	1.74
排水	89.72	88.29	1.79E-01	3.76
排水	83.63	36.79	2.65E-02	0.32
排水	83.12	56.41	3.28E-01	1.43
排水	84.88	78.48	9.20E-02	2.20
排水	83.00	46.60	2.81E-01	1.25
排水	82.59	66.22	9.00E-01	2.53
排水	83.57	76.03	1.38E+01	2.15
排水	95.19	78.48	5.03E-02	0.75

静的鉛直応力 $\sigma_1 = 98.1$ (kPa), 拘束応力 $\sigma_3 = 49.0$ (kPa)

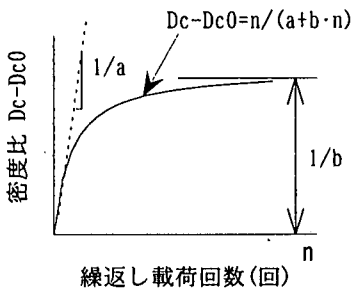


図-17 双曲線近似曲線

圧の変化から算定した。したがって、非排水試験による間隙圧の上昇は密度比の増加を意味することとなる。

排水試験

$$Dc = Dc0 \cdot 100 / (100 - v) \quad (2)$$

非排水試験

$$Dc = Dc0 \cdot (1 + \Delta u) / (1 + Dc0 / 100 \cdot \Delta u) \quad (3)$$

(Dc: 密度比, Dc0: 初期密度比, Δu : 間隙圧の変化, v: 体積ひずみ)

載荷周波数が一定の条件下での、動的鉛直応力

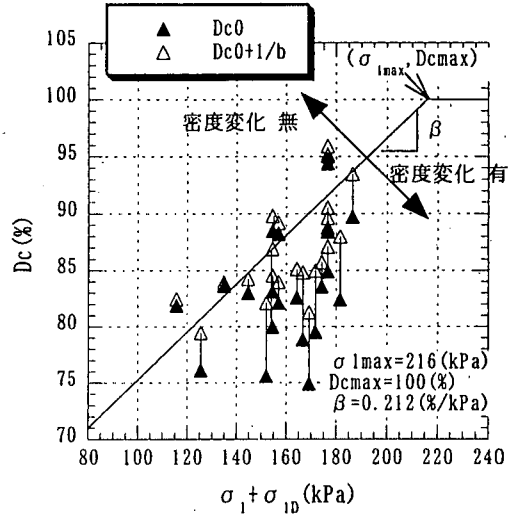


図-18 鉛直応力と密度変化の関係

の差による密度増加の比較を、非排水条件時について図-14に、排水条件時について図-15に示す。同図より、非排水と排水試験の両者ともに動的鉛直応力が大きくなると、密度の増加量も大きくなることからわかる。

同様に排水条件のもとで、初期密度の違いによる密度変化の比較を図-16に示す。同図より初期密度比が小さいほど、密度増加は大きいことがわかる。

(4) 締固めモデルの構築

振動ローラーにより転圧を行う時には、超硬練りコンクリートに振動による繰返し荷重が載荷されるが、載荷荷重の大きさと回数が密度変化に影響を与えると考えられる。したがって、試験結果に対して繰返し載荷回数と密度増加の関係を式(4)で表される双曲線によりモデル化した(図-17)。今回行った試験のうち、VC値20秒、最大粒径10mmの試験結果に対し、この双曲線モデルにより近似を行った結果を表-3に示す。

$$Dc - Dc0 = n / (a + b \cdot n) \quad (4)$$

n: 繰返し載荷回数, a, b: 定数

$$d(Dc - Dc0) / dn = 1/a \quad (n=0) \quad (5)$$

$$Dc - Dc0 = 1/b \quad (n=\infty) \quad (6)$$

式(4)で、定数1/aは密度比増加の初期接線勾配を表す。1/bは無限に載荷を続けたときに達成できる増加収束密度比を表す。

載荷鉛直応力(静的鉛直応力 σ_1 と動的鉛直応力

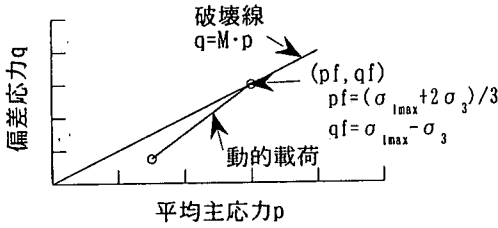


図-19 破壊にいたる応力経路

σ_{1D} の和)と初期密度比 $Dc0$ および双曲線近似法により求めた収束密度比($Dc0+1/b$)の関係を図-18に示す。同図より、ある载荷鉛直応力に対して密度変化が生じるときの収束密度比($Dc0+1/b$)は、勾配 β ($=0.212$)を持つ境界線以下となることがわかる。この境界線における密度比を境界収束密度比($Dc0+1/bmax$)とすると、鉛直载荷応力($\sigma_1 + \sigma_{1D}$)と $1/bmax$ の関係は式(7)により表わされる。

$$1/bmax = 0.212(\sigma_1 + \sigma_{1D}) + 54.21 - Dc0 \quad (7)$$

ここで、载荷鉛直応力($\sigma_1 + \sigma_{1D}$)によらず、粒子同士がそれ以上に密に配列できない限界密度比 $Dcmax$ が存在するため、境界収束密度比($Dc0+1/bmax$)はこの値を上回ることはない。また、载荷鉛直応力 σ_1 により供試体が破壊しないためには、図-19に示すように、式(8)が満足されていなければならない。

$$\sigma_1 < 5 \cdot \sigma_3 / (3-M) \quad (8)$$

M : 静的な三軸圧縮強度試験から求めた破壊線の勾配

さらに、図-18において同一の载荷鉛直応力($\sigma_1 + \sigma_{1D}$)のもとで比較した場合、収束密度比($Dc0+1/b$)は、初期密度比 $Dc0$ により異なっており、増加境界収束密度比 $1/bmax$ が大きいほど、増加収束密度比 $1/b$ も大きくなっていることがわかる。初期密度比 $Dc0$ により増加収束密度比 $1/b$ が異なる原因としては、拘束圧以上には間隙の空気を圧縮できないため、言い換えると間隙圧の上昇に上限があるため、一度の連続した载荷では密度比の上昇に限界が生じているからである。したがって、非排水状態では密度の上昇に限界があり、一度間隙の空気が排出されて、間隙圧が低下した後に载荷を行う必要がある。このことは、室内試験と同様に実際の転圧時にも起こっていると考えられる。そこで载荷鉛直応力($\sigma_1 + \sigma_{1D}$)と初期密度比 $Dc0$ に対する増加収束密度比 $1/b$ を定量的に評価するために、増加境界収束密度比 $1/bmax$ との関係を比較した(図-20)。同図より両者の間に

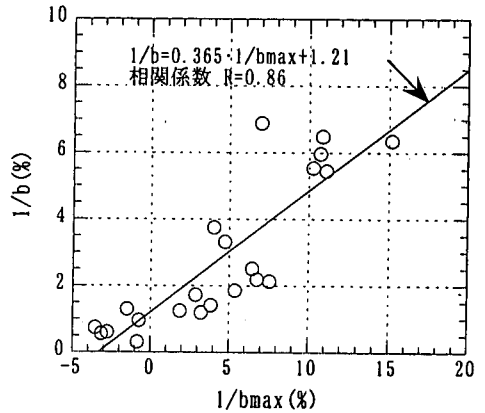


図-20 境界密度増加比と収束密度増加比の関係

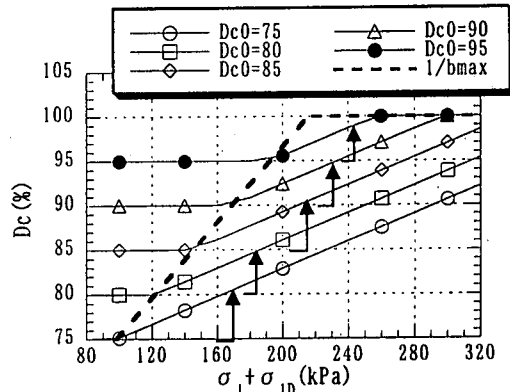


図-21 収束密度比の計算結果

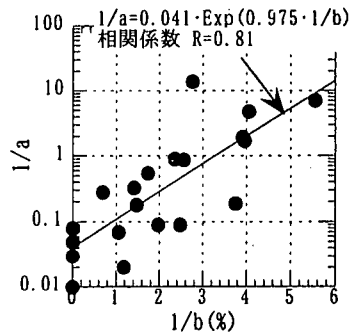


図-22 初期接線勾配と収束密度比の関係

は、式(9)で表わされる相関関係が認められた。式(7)、(9)より増加収束密度比 $1/b$ は式(10)で表わされることとなる。

$$1/b = 0.365 \cdot 1/bmax + 1.21 \quad (9)$$

$$1/b = 0.0774(\sigma_1 + \sigma_{1D}) + 0.365 \cdot Dc0 + 21 \quad (10) \quad (0 \leq 1/b \leq Dcmax - Dc0)$$

载荷鉛直応力($\sigma_1 + \sigma_{1D}$)と初期密度比 $Dc0$ に対する収束密度比($Dc0+1/b$)を、式(10)の関係をもとに計算

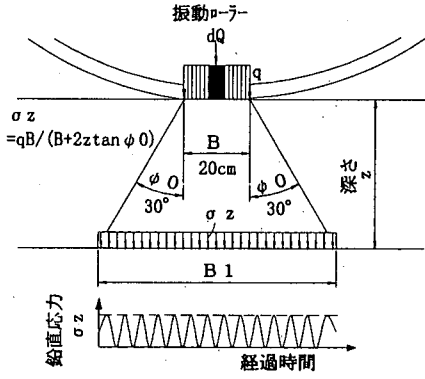


図-23 30°分散応力モデル

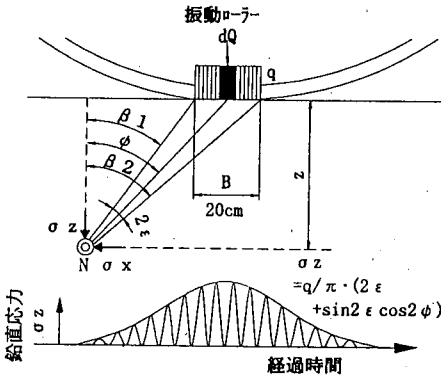


図-24 Boussinesq応力モデル

した結果を図-21にプロットした。

一方、収束する増加密度比が大きいほど載荷直後の密度変化も大きいため、初期密度増加勾配 $1/a$ が大きくなることが予想される。そこで増加収束密度比 $1/b$ と初期密度増加勾配 $1/a$ の関係を図-22に比較した。同図より増加収束密度比 $1/b$ が大きいほど、初期密度増加勾配 $1/a$ が大きくなり、式(11)で表される相関関係があることがわかった。

$$1/a = 0.041 \text{Exp}(0.975 \cdot 1/b) \quad (11)$$

以上の検討から得られた式(10)および式(11)を、式(4)に代入することにより、任意の初期密度比 Dc_0 と載荷鉛直応力 $(\sigma_1 + \sigma_{1D})$ に対して、繰返し載荷回数と密度比の関係が得られることとなる。

3. 転圧力の分布

超硬練りコンクリート内における振動ローラーによる転圧力の分布として、図-23に示す30°の角度で応力分散する分布と、図-24に示すBoussinesqの応力分布を仮定する。なお、振動ローラーの転圧

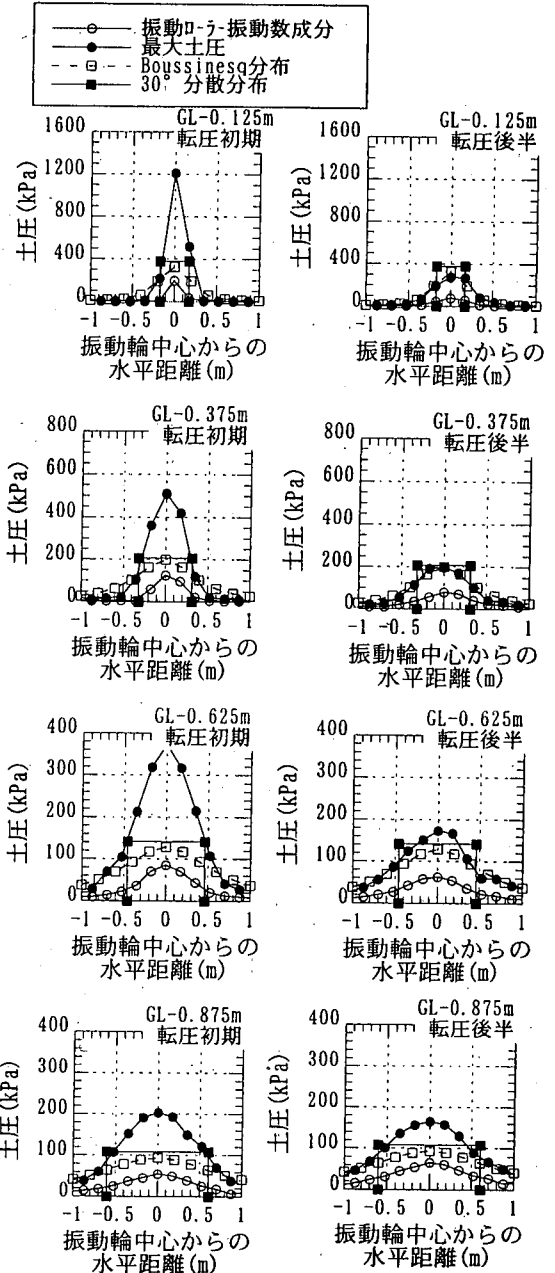


図-25 コンクリート内の応力分布の比較

力は、自重による静的鉛直応力を117(kPa)と、起振力による動的鉛直応力を540(kPa)とし、載荷幅20cmの等分布带状荷重とした。また、図-23, 24には振動ローラーが表面を通過する時に、コンクリート内のある点に作用する転圧力の経時変化を、ローラーとの相対的な位置関係から求めたものを示している。

この転圧力の分布と、表-1に示したフルミックスコンクリートに対して1mの締固め厚さで試験施

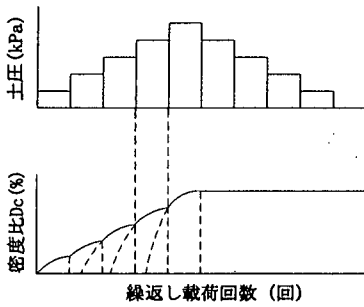


図-26 密度変化の算定

工を実施した時の実測の土圧分布を図-25 に比較する。実測の土圧分布に関しては、単位時間における最大値と、衝撃的に作用する土圧成分を削除して振動ローラーの振動数成分のみを取り出したもの（1次成分）も示している。実測の土圧の大きさは転圧回数により変化しており、転圧による超硬練りコンクリートの物性の変化が影響しているものと考えられる。

仮定した転圧力の分布は、ともに実測の土圧分布を正確に反映することはできない。しかし、振動ローラーの最大値（上界値）より小さな値であり、また振動ローラー振動数成分以外を除いた値（下界値）よりも大きい。また、その分布形状もほぼ一致していることから、実測の転圧力分布に代わり数学的な取扱いが容易であるこれらの分布を用いて検討することとする。

4. 転圧による密度増加のシミュレーション

繰返し载荷三軸試験より求めた、繰返し载荷回数と密度比増加の関係（式(4)、(10)、(11)）を用いて、振動ローラーの転圧による密度比増加の深度分布を計算する。なお、転圧力をBoussinesqの応力分布とした場合には、図-24に示したように経過時間（繰返し载荷回数）とともに鉛直応力が変化するため、各鉛直応力に対する繰返し载荷回数と密度比増加の関係をつなぎ合わせることで、密度比増加量を求めた（図-26）。

繰返し载荷三軸試験において、载荷鉛直応力（ $\sigma_v + \sigma_{1D}$ ）に対する境界収束密度比（ $Dc0 + 1/bmax$ ）が存在することが明らかとなった（図-18）。実施工においても、振動ローラーの転圧力に対する境界収束密度比が存在するため、転圧力の深度分布に応じた締固め可能な限界密度比があると考えられる。

転圧力の分布を30°分散分布と仮定した場合、Boussinesq分布と仮定した場合について、締固め可

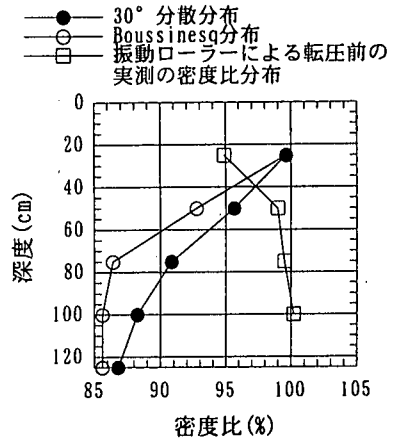


図-27 限界締固め密度の深度分布

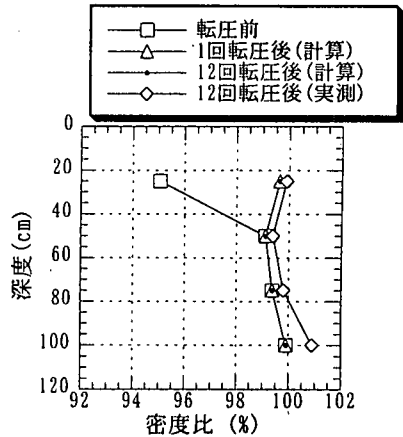


図-28 密度変化のシミュレーション

能な限界密度比の深度分布を計算した結果を図-27に示す。同図より、仮定した転圧力の分布によらず深度100cmでは締固め可能な限界密度比が90%以下となっており、振動ローラーの転圧力では深度100cmにおいて密度比が90%以上とならないことがわかる。しかしながら、実施工においては深度100cmにおいても、十分な密度比が得られている。これは、図-27に合わせて示した振動ローラーによる転圧前の実測の密度比の深度分布⁹⁾からわかるように、振動ローラーによる転圧前のブルドーザによる転圧時に、すでに十分な密度比が得られているためである。また深度40cm以深については、振動ローラーによる転圧前の密度比が大きいいため、振動ローラーの転圧により密度増加が生じないと言える。

さらに、今回の室内試験結果から試験施工の密

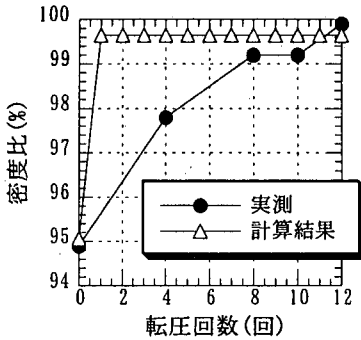


図-29 転圧回数と密度増加の比較

密度変化を予測することができれば、今後試験施工の省力化が可能であると考えられる。そこで、振動ローラーによる転圧前の実測の密度比の深度分布⁹⁾に対して、振動ローラーによる転圧力の分布を30°分散分布と仮定した場合とBoussinesq分布と仮定した場合について、転圧後の密度比の深度分布を求めた。転圧力を30°分散分布と仮定して、実測の転圧初期密度に対して密度増加を計算した結果を図-28に示す。転圧力をboussinesq分布とした場合にもほとんど同じ結果が得られた。同図には実測の転圧後密度比も示すが、両者の12回転圧後の密度比はほぼ一致していることがわかる。したがって、ブルドーザの転圧後の密度比がわかれば、振動ローラーによる転圧後の密度は試験施工を行わなくとも、室内試験から予想できると言える。

しかしながら、図-29に示すGL-25cmにおける転圧回数と締固め後の密度比の関係に関しては、実測ではおよそ転圧8回目以降で密度増加が収束しているのに対して、計算では転圧1回目（二輪通過）で密度増加が収束する結果となっている。これは実際の振動ローラーによる転圧に比較して、コンクリートの最大粒径が小さく、繰返し载荷の周波数も小さいため、実際より強度が小さくなる条件での試験結果を用いたこととなり、締固めの進行が速くなったと考えられる。

今後、室内試験からの予測と実測の密度変化に関するデータを蓄積していくことにより、例えばフィッティング手法を確立することにより、転圧回数と密度変化についても、ある程度予測可能となることが望まれる。

5. 結論

超硬練りコンクリートの締固めモデルと振動ローラーによる転圧力の深度分布をもとに、転圧による深度方向の密度増加分布をシミュレートし、実測の密度変化と比較を行った。締固めモデルの構築にあたっては、振動ローラーによる締固めメカニズムを解明するためには、砂の液状化強度試験で用いられる繰返し载荷三軸試験を実施するのが適していると考えた。試験を実施した結果、以下の知見が得られた。

(1)非排水条件の繰返し载荷三軸試験において、動的鉛直応力が大きい試験ケースでは、繰返し载荷とともに間隙圧が上昇し、鉛直ひずみが収束しない現象が見られたため、以後この現象を液状化と呼ぶものとした。この液状化現象は応力径路が破壊線に近い範囲に入った場合に生じることがわかった。この液状化範囲の下限線の勾配を液状化強度と呼ぶと、液状化強度はVC値が大きい状態、最大粒径が大きい状態、载荷周波数が大きな状態で大きくなることがわかった。

(2)締固め特性に関しては、動的鉛直応力が大きくなると、密度比の増加量も大きくなることがわかった。また初期密度比が小さいほど、密度比増加は大きくなることを確認した。

(3)締固めモデルを構築するために、繰返し载荷回数と密度比変化の関係に対し双曲線による近似を行った。その結果、载荷鉛直応力に対して密度変化が生じるときの収束密度比は、鉛直载荷応力との一次関数で表わされる境界収束密度比以下となることがわかった。また初期密度比を基準とした増加収束密度比は、同じく初期密度比を基準とする増加境界収束密度比に対する一定の比率となることがわかった。一方、初期密度増加勾配に関しても増加収束密度比の関数として表わされることがわかった。したがって、初期密度比と载荷鉛直応力が決定すれば、増加収束密度比と初期密度増加勾配を求めることができるため、繰返し载荷回数と密度比変化を表わす双曲線が特定できることがわかった。

(4)転圧力の分布を30°分散分布と仮定した場合と、Boussinesq分布と仮定した場合について、締固め可能な限界密度比の深度分布を計算した。その結果、仮定した転圧力の分布によらず、振動ローラーの転圧力では深度100cmにおいて密度比が90%以上とならない結果となった。しかしながら、実施工においては深度100cmにおいても、十分な密度比が得られており、振動ローラーによる転圧前のブルドーザに

よる転圧時に、すでに十分な密度比が得られていることがわかった。また深度40cm以深については、振動ローラーの転圧により密度増加が生じないことが計算からも確認できた。

(5) 転圧力を30°分散分布と仮定して、実測の転圧初期密度に対して密度増加を計算した結果、12回転圧後の密度比に関しては、実測と計算でほぼ一致した。しかしながら、転圧回数と密度比増加の関係に関しては、計算の方が収束が速い結果となった。これは室内試験に用いた材料の強度が小さかったためであると考えられた。そこで、適当なフィッティングを行った結果、実際の挙動を表わすことができた。

謝辞：本論文をまとめるにあたり、京都大学工学部建山助教授には有益なご助言を頂戴いたしました。また、試験施工に際しては、東京電力葛野川第三工事事務所の諸兄には多大なるご協力をいただき、ここに深く感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 永山功, 渡辺和夫, 伊藤文夫: RCD用コンクリートの締め機構に関する実験的検討(2), ダム技術, No.67, pp.16-24, 1992.
- 2) 遠藤孝夫, 加藤治, 栗田守朗, 青柳征夫: 振動台によるローラーコンパクトドコンクリートの振動締め特性とレオロジーの検討, 土木学会論文集, No.451/V-17, pp.109-118, 1992.8.
- 3) 土質試験法(第3回改訂版) 編集委員会編: 土質試験の方法と解説, pp.424-450, 土質工学会, 1991.
- 4) 土質工学ハンドブック改定編集委員会編: 土質工学ハンドブック(1982年版), p.1196, 土質工学会, 1982.
- 5) 嶋昭治郎, 建山和由, 石澤利明: 振動ローラを用いた現場締めにおける密度予測に関する研究, 土木学会論文集, 第364号/III-4, pp.229-237, 1985.12.
- 6) 堤知明, 安田登, 松島学, 村上祐治, 中島聡: 振動ローラーによる超硬練りコンクリートの締めモデルの研究, 超硬練りコンクリート技術に関するシンポジウム論文集, pp.115-118, 1998.

(1999. 6. 16 受付)

DENTIFICATION OF VERY STIFF CONCRETE UNDER CYCLIC LOADING

Satoshi NAKAJIMA, Yuji MURAKAMI, Tomoaki TSUTSUMI
and Manabu MATSUSHIMA

To evaluate the the increment of the density under the vibratory roller treatment for very stiff concrete in fresh condition, laboratory cyclic-loading tests were conducted for the small specimen. And it was found that the dentification could be occurred with the loading. When the cyclic shear stress of high amplitude was loaded under undrained condition, the value of pore pressure increased and resulted to failure. The relationship between the increment of density and the number of loading could be simulated as the hyperbolic line defined with the initial density and the loading amplitude. With this hyperbolic model, the increment of density in the field treatment could be predicted.