

農業用水路トンネルの模型実験に対する個別要素法の適用性

誌名	農業農村工学会論文集
ISSN	18822789
著者名	柴田,俊文 田本,敏之 西村,伸一 珠玖,隆行 福元,豊
発行元	農業農村工学会
巻/号	88巻1号
巻号補足	
掲載ページ	p. 105-116
発行年月	2020年6月

農林水産省 農林水産技術会議事務局筑波産学連携支援センター
Tsukuba Business-Academia Cooperation Support Center, Agriculture, Forestry and Fisheries Research Council
Secretariat



農業用水路トンネルの模型実験に対する 個別要素法の適用性

柴田俊文* 田本敏之** 西村伸一* 珠玖隆行* 福元 豊***

* 岡山大学大学院環境生命科学研究科, 〒700-8530 岡山県岡山市北区津島中 3-1-1

** 日化エンジニアリング株式会社, 〒700-0907 岡山市北区下石井 2-1-3

*** 長岡技術科学大学大学院工学研究科, 〒940-2188 新潟県長岡市上富岡町 1603-1

要 旨

老朽化した農業用水路トンネルの維持管理は社会的な懸案事項となっており、現時点でのトンネル変状の正確な把握が重要である。矢板工法で施工されたトンネルでは、施工中・施工後にトンネル覆工に背面空洞が発生することが多く、この空洞により劣化が進展する。そのため地山と背面空洞を有する覆工の挙動の正確な理解が必要である。本論文では、地山に背面空洞を有するトンネルを想定したモデルを用い模型実験により相互挙動を確認した。載荷実験では、背面空洞が90°の場合に、縦方向と横方向の内空変位量が大きくなることが明らかになった。また、変形挙動やひび割れ性状を検討するため、構成式に Concrete Particle Model を用いた三次元の個別要素法により解析を行い、実験結果との比較を行った。比較検討により、本解析手法がトンネルの模型実験の変状を定性的に評価できることが明らかとなった。

キーワード：農業用水路トンネル、個別要素法、CPM、背面空洞、ほろ形断面

1. はじめに

我が国の農業用水路は約40万kmにおよび、そのうち農業用水路トンネルは2千km以上に達する。農業用水路トンネルは用水路の上流に位置することが多く、受益が非常に大きい反面、その機能を失うと経済的な損失も甚大なものとなる。これらのトンネルの多くは大正・昭和期に施工されていることから老朽化が進展しその機能が低下しつつある。そのため、正確な機能診断を行うことでトンネルの現状を把握し、適切な維持補修を考えていくことが不可欠である。

農業用水路トンネルの形状は、馬蹄形、ほろ形、円形の3種類に大別することができ、ほろ形の総数は全体の約3割を占める。ほろ形トンネルの特徴として、トンネル覆工の側面が直線状になっている点が挙げられ、側面が曲線状の馬蹄形や円形と比較すると、側方からの地圧（塑性圧）に対する耐力が劣る傾向にある。そのため、ほろ形トンネルの機能診断を行う場合、覆工の側部に地圧が作用している場合の状態を捉えることが重要となる。特に機能診断の際に行う健全度評価では、覆工のひび割れ分布の状態から定性的に判断するため、側圧作用時のひび割れ・変形などの変状を把握することが必要となる。

一方、農業用水路トンネルは、前述したように昭和以前に施工されたものが多数あり、矢板工法（在来工法）を採用しているケースが散見される。この工法を用いたトンネルでは覆工背面に空洞やコールドジョイントが形成され

やすく、この空洞は覆工アーチ部の天端付近に見られることが多い（森ら、2013）。こうした背面空洞が存在すると、覆工に対する土圧が不均等になり、覆工の変形が大きくなる可能性が高くなる。また、農業用水路トンネルの断面は、道路・鉄道トンネルと比較すると非常に小さい“極小断面”であり、この寸法に起因するトンネル変状の存在も否定できない。そのため、これまでも農業用水路トンネルの変状のメカニズムに関する研究が多数報告されている。長束ら（2013）は分割エアバッグ載荷装置を用いた模型実験を行い、背面空洞の影響と裏込注入の効果を示し、石井ら（2014）は、現場載荷試験と有限要素法（FEM: Finite Element Method）の解析結果に基づき、安全性の評価手法を提案している。森ら（2015）は、地山と円形トンネルを模擬した実験を実施し、変状と背面空洞の影響について検討を行っている。また、農業用水路トンネル以外を対象とした背面空洞の影響に関する研究として、朝倉ら（1994a, 1994b）が模型実験と数値解析により検討した論文や、横山ら（2001）が、2種類の載荷方向による模型実験と数値解析を実施し健全度評価を行った研究などがある。嶋本ら（2013）は載荷時の路盤隆起に関する検討を模型実験および数値解析で行い、そのメカニズムについて議論している。また数値解析では Jifei et al. (2014) が背面空洞の位置の影響を FEM により検討し、保田ら（2016）および Yasuda et al. (2019) は三次元弾性論に基づき選点法とサブストラクチャー法を組み合わせることで背面空洞の検討を行っている。これらの研究では、覆工のみを対象とし地山の挙

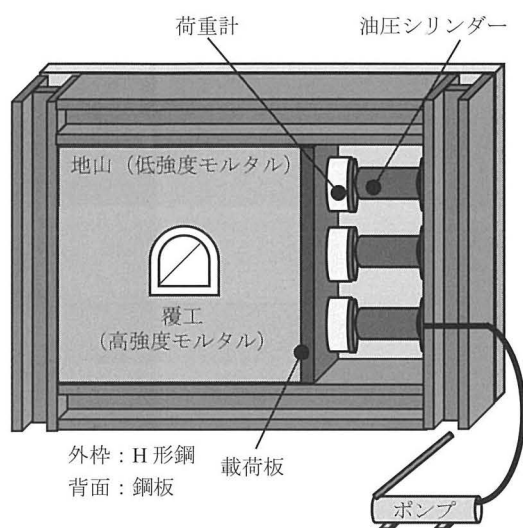


Fig. 1 模型実験装置
Model test apparatus

動は考慮していないものや、覆工と地山の両者を考慮していても、実験と解析の両者で十分にひび割れ等の破壊性状を追跡していないものがある。農業用水路トンネルの状態を判断する場合、地山と覆工の相互作用を考慮し、破壊性状を定性的に評価することが重要となるため、相互作用を明白にする実験と、三次元の不連続な挙動をシミュレートする数値解析が必要となる。

不連続性を考慮した解析に言及すると、通常FEMでひび割れやき裂などを解析するのは容易ではなく、例えば、メッシュ分割と独立に不連続変形の幾何学性を表現するといった方法がとられる。他には、拡張有限要素法(X-FEM: Extended Finite Element Method)やメッシュフリー法があるが、これらの方法では、三次元への拡張が困難である。また、剛体ばねモデル(RBSM: Rigid Body Spring Model)やLattice modelでは、解析結果がメッシュ分割に大きく依存するといった特徴がある。個別要素法(DEM: Distinct Element Method)は定量的な評価が難しい側面がある一方で、局所的な変形や破壊の再現に優れているという長所があり、例えば、蔣ら(2001)、Boon et al. (2015)、Funatsu et al. (2008)は、二次元のDEMを用いた大規模地下空洞およびトンネルの解析を行っている。また、Khanal et al. (2005)やBeckmann et al. (2012)およびRiera et al. (2016)は二次元および三次元のコンクリートの破壊解析にDEMを適用している。本論文で扱うような覆工や地山のひび割れの進展を模擬し、さらに地山の不連続面の導入や崩落の解析といった今後の発展性を考慮した場合、三次元のDEMを採用し、ひび割れの進展や内空変位量の把握といった変位の定性的な適用性を明確にすることが非常に重要となる。

本論文ではほろ形のトンネルを対象とし、地山とトンネル覆工に対する模擬的な荷重実験を実施し、覆工の背面空洞の影響を検討する。横方向(トンネルの水平方向)からの塑性圧のみを模擬するため、荷重をトンネル側部からの荷重に限定し、地山と覆工の相互作用を検討する。その際、

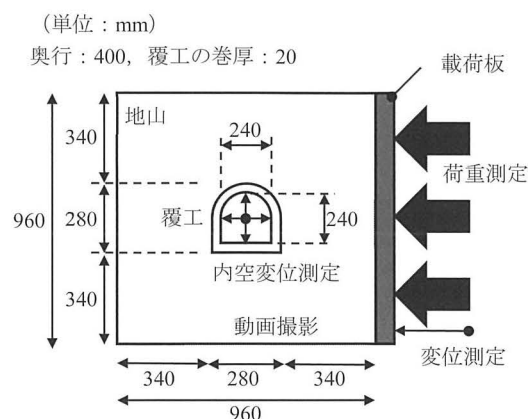


Fig. 2 模型の寸法と計測位置
Sample size and placement of measurement instruments

背面空洞の影響を明確にするため、地山と覆工とは密着した状態で実験を実施し、地山や覆工のひび割れ等の変位を確認する。並行して三次元のDEMを用いて背面空洞を有するトンネルの解析を行う。本論文ではDEMのオープンソースソフトウェアであるYADEを用いて解析を行う。YADEを用いた研究報告には、Šmilauer (2010)、Kozicki and Donzé (2008)、Boon et al. (2015)およびNitka and Tejchman (2015)などがある。構成式にはConcrete Particle Model(CPM)を用い、実験結果と比較検討を行うことで、ひび割れの進展等の定性的な評価に対する適用性を検討する。

2. 模型実験の概要

Fig. 1およびFig. 2に模型実験の概略図を示す。1/10スケールの農業用水路トンネルを模擬するため、960mm×960mm×400mmの地山を模した供試体の中央に、巻厚20mm、幅員240mm、高さ240mmのほろ形のトンネルを配置する。ここで、地山は背面の鋼板とH形鋼で作製された実験装置の内側に設置し、地山と背面の鋼板の間にはPTFEシートを挿入して、荷重時の摩擦を軽減する。ただし、地山の上部・下部と実験装置との間には2cm程度の隙間があり、地山の上下の変形は拘束されていない。次に、地山に作用する塑性圧を表すため右側面から荷重板を介して油圧シリンダーにより荷重を作用させる。油圧シリンダーと荷重板の間には荷重計を据え付け、荷重板変位(接触式変位計による)と覆工の縦/横方向内空変位量(非接触式変位計による)とともに測定する。ここで、荷重計、荷重板変位、内空変位量は模擬的な塑性圧、模擬地山の変形、覆工の変形を評価するために設置している。また、実験中のひび割れの進展を確認するため、デジタルビデオカメラを用いて、動画撮影を行っている。Fig. 3に計測位置の詳細を示す。接触式変位計は地山表面(図では上面)から50mm、図の手前から10mmの位置に設置しており、非接触式変位計は覆工の片側に固定したレーザー照射板、その反対側に非接触式変位計を固定して計測を行っている。なおこの図では、縦方向と横方向の内空変位量の測定についてそれぞれ示しているが、実際は両者を同時に設置して

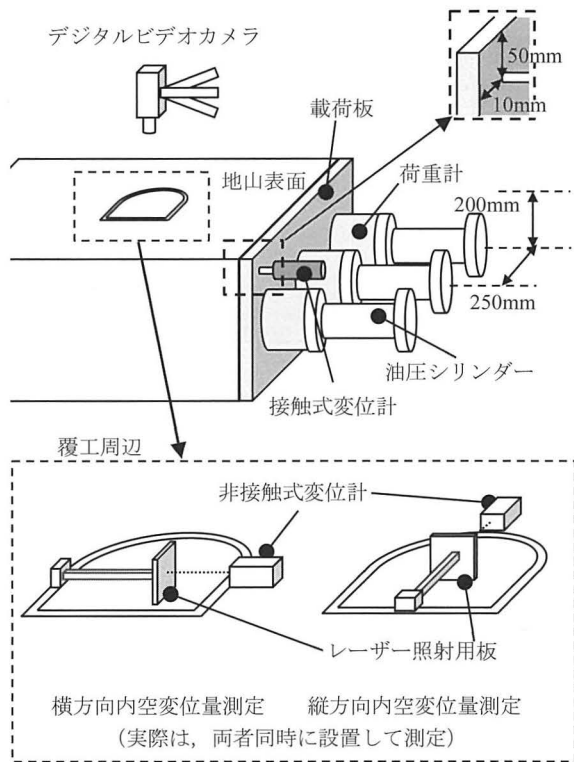


Fig. 3 計測位置の詳細

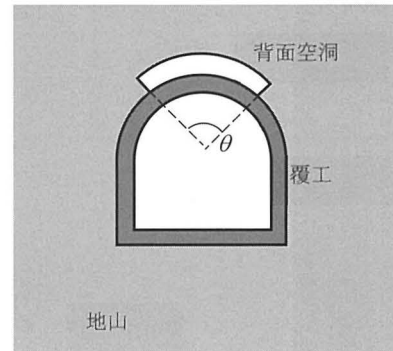
Detail of placement of measurement instruments

計測を実施している。また、荷重計は Fig. 1 にも示しているように載荷板と油圧シリンダーとの間に配置しており、表面（図では上面）から荷重計の中心までが 200mm、3 個の荷重計の間隔（中心距離）が 250mm になるように配置している。なお、地山および覆工は低強度モルタル（ $w/c=63\%$ ，単位セメント量 351kg/m^3 ，単位水量 222kg/m^3 ，単位細骨材量 $1,044\text{kg/m}^3$ ，細骨材密度 2.61g/cm^3 ，細骨材粗粒率 2.85）と高強度モルタル（ $w/c=45\%$ ，単位セメント量 751kg/m^3 ，単位水量 338kg/m^3 ，単位細骨材量 $1,095\text{kg/m}^3$ ，細骨材密度 2.60g/cm^3 ，細骨材粗粒率 2.59）を用い、早強ポルトランドセメントにより作製した。ここで封緘養生とし、養生期間は 7 日としている。ただし、実験装置に地山を設置する業者の都合や天候などの理由により、7 日から数日後に実験を実施することがあった。また、地山は覆工を設置した後にモルタルを打設して作製しているため、背面空洞のある場所を除き両者は分離していない。この不分離の条件は実際の矢板工法で施工されたトンネルとは異なるが、本論文では背面空洞の影響と地山・覆工の変状に焦点を絞るため、両者を密着させて実験を行っている。

Table 1 に地山と覆工に用いたモルタルの圧縮試験と割裂試験の結果を示す。ここでは、材齢 7 日の 6 つの供試体（3 回の打設に対し、2 つの供試体を作製）の試験結果の平均値を示しており、後述する解析でもこの値を用いている。なお、割線静弾性係数は、圧縮試験での最大応力の 1/3 の応力を示す点とひずみが 50×10^{-6} の点とを結ぶ線分の勾配から算出し、ポアソン比は供試体の荷重縦方向および円周方向に張り付けたひずみゲージにより測定した。また、油圧シリンダーは最大荷重荷重 300kN のものを 3 個用いた。

Table 1 圧縮試験および割裂試験の結果
Results of compression test and split-cylinder test

	地山	覆工
割線静弾性係数	1.21 kN/mm ²	5.00 kN/mm ²
圧縮強度	8.56 N/mm ²	23.2 N/mm ²
引張強度	1.37 N/mm ²	3.32 N/mm ²
限界ひずみ	1.13×10^{-3}	5.54×10^{-3}
ポアソン比	0.20	0.20

Fig. 4 背面空洞の角度
Angle of void

載荷変位が 0.1mm/s 以下になるよう油圧シリンダーに荷重を加え、荷重と載荷板変位が一定になるまで載荷を行った。本実験では、レギュレータ等による変位速度の制御は厳密には行っていないため、載荷荷重が油圧シリンダーの最大出力に近づくとその値が一定になり、載荷板変位の値もほぼ変わらなくなる。そのため、この時点で実験を終了としている。また、矢板工法で施工した覆工上部の背面空洞を模擬するため、空洞がない場合と、Fig. 4 に示すように幅 20mm の背面空洞の角度 θ が 45°、90° の場合を想定して載荷実験を行う。この背面空洞は、地山を作製する際に覆工の上部に空洞と同形の EPS（Expanded Polystyrene：発泡スチロール）を設置し、脱型の際に除去することで作製している。なおこれらの実験回数は、背面空洞なしを 3 回、背面空洞ありをそれぞれ 2 回ずつとした。

3. 個別要素法

DEM は、Cundall により提唱された方法で、代表的な不連続解析手法の一つである。DEM では、各要素を剛体と仮定し、要素間の法線方向と接線方向にばねを考慮する。本論文では三次元の球の要素を用い、計算のアルゴリズムには Verlet 近接リスト法を用いている。

3.1 構成式

本論文で実施する実験では、地山およびトンネル覆工にモルタルを用いるため、コンクリートの解析に有効である CPM（Šmilauer, 2010）を採用する。モルタルとコンクリートでは挙動に差が出ることも予想されるが、本論文では、ほぼ同一挙動を示すと考え、CPM を用いる。

Table 2 解析パラメータ
Analytical parameters

室内試験およびその値を式に 代入して求めるパラメータ			文献から求め るパラメータ
E	f_c	ρ	φ
ν	f_i	k_T	ε_f
ε_0	c_T	k_N	

3.1.1 法線方向の構成式

CPM では、要素に作用する法線方向の応力 σ_N (引張) は下式で表されるように、計算したひずみの値より求める。

$$\sigma_N = [1 - \omega H(\varepsilon_N)] k_N \varepsilon_N \quad (1)$$

ここで、 H はヘビサイド関数、 k_N は法線方向の要素間の剛性、 ε_N は法線方向のひずみであり、要素間の距離の変化を変化前の距離で除することで求めている。また、 ω は損傷変数で、以下の式から得られる。

$$\omega = 1 - \frac{\varepsilon_f}{\kappa} \exp\left(-\frac{\kappa - \varepsilon_0}{\varepsilon_f}\right) \quad (2)$$

$$\kappa = \max \tilde{\varepsilon} \quad (3)$$

$$\tilde{\varepsilon} = \sqrt{\langle \varepsilon_N \rangle^2 + \xi_1^2 |\varepsilon_T|^2} \quad (4)$$

ここで、 ε_0 は限界弾性ひずみ、 ε_f は法線方向の応力-ひずみ関係の軟化勾配に関連するパラメータ、 ε_T は接線方向のひずみ (せん断ひずみ)、 ξ_1 は損傷に対するせん断ひずみの重み係数であり、本論文では $\xi_1 = 0$ とする。なお、式 (4) の $\langle \varepsilon_N \rangle$ は ε_N の正の領域を示す。

3.1.2 接線方向の構成式

要素に作用する接線方向の応力は下式で計算できる。

$$\sigma_T = k_T (\varepsilon_T - \varepsilon_{Tp}) \quad (5)$$

ここで、 k_T は接線方向の剛性、 ε_{Tp} は接線方向の塑性ひずみである。降伏関数 f は Mohr-Coulomb の基準を用い、下式で表される。

$$f = |\sigma_T| - r_{pl} = |\sigma_T| - (c_T - \sigma_N \tan \varphi) \quad (6)$$

$$c_T = c_{T0} (1 - \omega) \quad (7)$$

ここで、 c_T は損傷変数により変化する要素間粘着力、 r_{pl} は降伏曲面の半径、 c_{T0} は初期要素間粘着力、 φ は要素間摩擦角である。なお、塑性流動則は下式で表すことができる。

$$\dot{\varepsilon}_{Tp} = \dot{\lambda} \frac{\sigma_T}{|\sigma_T|} \quad (8)$$

ここで、 $\dot{\lambda}$ は塑性乗数である。また、接線方向の応力 σ_T は下式で示される。

$$\sigma_T = r_{pl} \hat{\sigma}_T \quad (9)$$

$$\hat{\sigma}_T = \hat{\varepsilon}_T \frac{|\sigma_T|}{|\sigma'_T|} \quad (10)$$

(単位: mm)

奥行: 400, 覆工の巻厚: 20

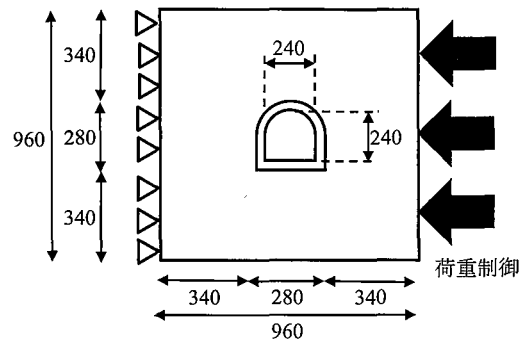


Fig. 5 解析モデル
Numerical model

ここで、 $\hat{\sigma}_T$ は正規化された接線方向応力、 σ'_T は試行応力、 ε_T は接線方向ひずみ、 $\hat{\varepsilon}_T$ は正規化された接線方向ひずみ、 ε'_T は更新された接線方向ひずみを表す。

3.1.3 荷重の計算

要素間に作用する荷重 F は、以下の式より、式 (1) および式 (5) で求めた応力より計算する。

$$F = A_{eq} (\sigma_N \mathbf{n} + \sigma_T) \quad (11)$$

ここで $\mathbf{n}$ は単位法線ベクトル、 A_{eq} は面積で、接触する 2 つの要素 (半径 r_1, r_2) を用いて下式で示される。

$$A_{eq} = \pi \min(r_1, r_2)^2 \quad (12)$$

なお CPM では拘束効果および粘性損傷を考慮することが可能であるが、本論文ではこれらの影響が小さいと仮定し、構成式に含めずに解析を行う。

3.2 パラメータの決定と解析条件

割線静弾性係数 E とポアソン比 ν は、法線方向剛性 k_N および接線方向剛性 k_T と以下の関係がある。

$$\nu = \frac{k_N - k_T}{4k_N + k_T} = \frac{1 - k_T/k_N}{4 + k_T/k_N} \quad (13)$$

$$\frac{E}{k_N} = \frac{\sum A_i L_i}{3V} \frac{2k_N + 3k_T}{4k_N + k_T} \quad (14)$$

ここで、 A_i は接触点 i の断面積、 L_i は長さ、 V は要素が配置されている空間の体積である。Table 1 のポアソン比と式 (13) より k_T/k_N を求め、割線静弾性係数 E と式 (14) からそれぞれの剛性を決定する。次に、圧縮試験の結果と文献 (Šmilauer, 2010) の相対延性-圧縮・引張強度の関係より、地山の相対延性を $\varepsilon_f/\varepsilon_0 = 1.92$ 、 $\tan \varphi = 0.577$ とする。覆工は同様に、 $\varepsilon_f/\varepsilon_0 = 3.57$ 、 $\tan \varphi = 0.577$ として解析を行う。引張の軟化部は線形とし、要素間粘着力は $c_T = 4.28 \times 10^6 \text{ N/m}^2$ (地山) および $6.63 \times 10^6 \text{ N/m}^2$ (覆工) とした。また、要素試験に用いた供試体の寸法と重量より、密度 ρ を $2.4 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ とした。本解析で用いるパラメータを Table 2 に纏める。ここで、表中の f および f_c は引張強度と圧縮強度を示す。

Fig. 5 に解析モデルを示す。要素の初期配置は、最初に

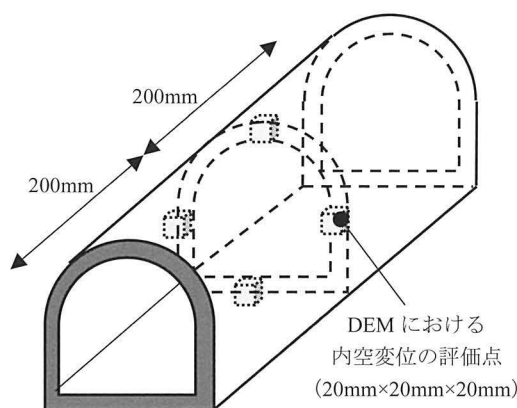


Fig. 6 内空変位の評価点
Evaluation point for convergence

領域内にランダムに要素を配置することから始める。その際、要素が重複しないように挿入していく。新たに要素を配置する空間がなくなったら、これらの要素を一旦圧縮して密な状態にし、解析初期の配置とする。本論文では要素半径は5mm（地山）および3mm（覆工）とし、約36万個の要素を用いる。実験では最大値に至るまでに荷重が一定の割合で増加しているため、解析では2,500kN/m²の荷重制御により右側面より载荷し、左側面の横方向の変位を拘束する。具体的には、1ステップあたり10kN/m²以下（载荷板変位0.08mmに対し、10kN/m²以下）の荷重増分となるよう、右側面に接している粒子全体に载荷する。なお内空変位量を解析結果で評価する場合に、単一の要素に着目して値を求めると極端な値を示す可能性があるため、Fig. 6の中央に示す20mm×20mm×20mmの領域の変位の平均値を用い、上下と左右の差により算出した。そして、上下の差を縦方向内空変位量、左右の差を横方向内空変位量とした。ここでFig. 3に示すように、模型実験では覆工表面の内空変位量を計測しており、解析は実験値と異なる位置で評価することになる。本論文では模型地山全体に载荷しており、トンネル軸方向の変形は微小であるため、解析結果を評価する点と実験値の位置の違いによる内空変位量の差はほぼないと考えられる。

4. 実験結果と解析結果の比較

4.1 応力と载荷板変位の関係

Fig. 7に応力と载荷板変位の関係を示す。ここで、応力は、载荷板に作用する荷重を载荷板の断面積で除した値を表す。また、図中のa-1～c-2は実験ケースを表し、aは背面空洞なし、bは背面空洞45°、cは90°のケースである。ここで数字は実験回を表し、例えばb-2は背面空洞45°の2回目の実験ケースを示すことになる。なお内空変位量については、Fig. 8以降で結果を示す。実験結果より、背面空洞が90°の場合は、载荷板変位が2mm程度まで勾配が緩やかである。これは、模擬地山を実験装置に設置した際、模擬地山と载荷板あるいは模擬地山と実験装置の間に若干の隙間が生じていたことが原因であると考えられる。すな

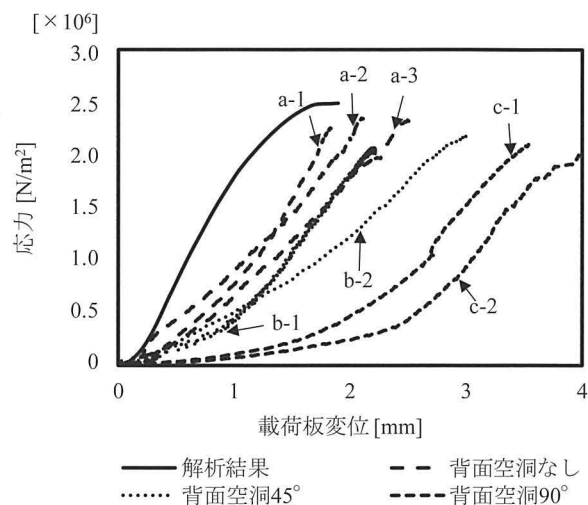


Fig. 7 応力の実験結果と解析結果の比較
Comparison of stress between experimental results and analysis results

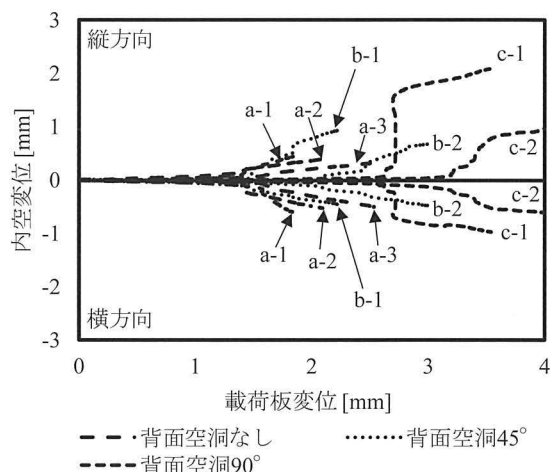


Fig. 8 内空変位の実験結果
Experimental results of convergence

わち、初期に隙間があったため模擬地山に荷重が正確に作用せず、存在する隙間の分、変位のみ増加したものと思われる。ここで、すべての実験ケースで応力 $0.5 \times 10^6 \sim 2.0 \times 10^6$ N/m² の範囲で傾きが $1.0 \times 10^9 \sim 1.9 \times 10^9$ N/(m²・m) になっており、実験時の誤差による若干のばらつきはあるものの、ほぼ同様の応力と载荷板変位の関係が得られていることが確認できる。また、解析結果は実線で表されているが、3ケースでほぼ同じ値を示しているため重なって表示されている。数値解析では、3ケースすべてで同じ値を使用していること、背面空洞から離れた位置にある载荷板変位を横軸に設定していること、地山の体積に比べ背面空洞の体積が非常に小さいことから、ほぼ同じ結果になったと考えられる。载荷板あるいは実験装置との隙間が考えられることと傾きが一定であることから、数値解析の結果が、実験結果を良好に再現していることがわかる。なお、载荷板の隙間は载荷板設置時の不備と模擬地山作製時の側面の不整形が原因と考えられる。

4.2 载荷板変位と内空変位量の関係

Fig. 8に内空変位の実験値を比較した図を示す。縦軸

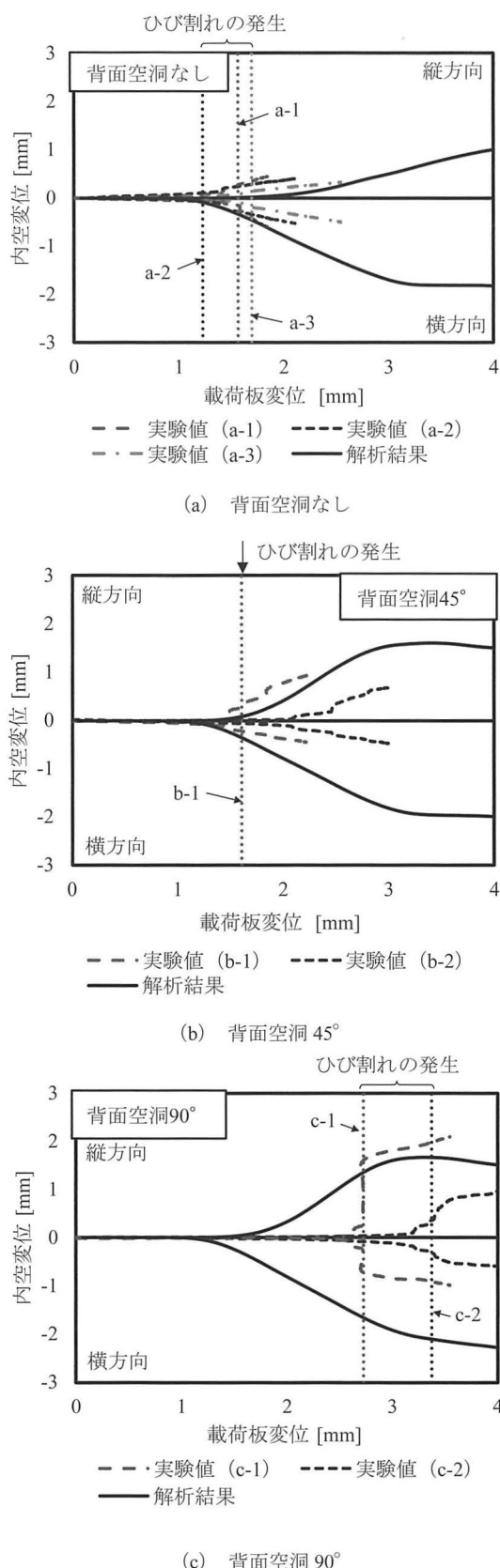


Fig. 9 内空変位の実験結果と解析結果の比較
Comparison of convergence between experimental results and analysis results

が縦方向と横方向の内空変位量で、それぞれ正と負の値を示しており、横軸が載荷板変位を表している。右側面から

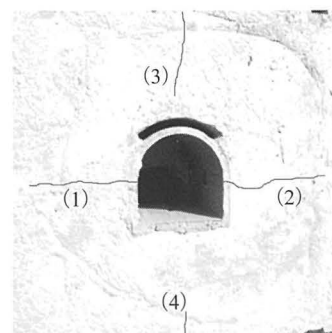


Fig. 10 ひび割れ性状
Crack patterns

Table 3 ひび割れの長さとしひび割れ発生時の載荷板変位
Crack length and displacement of plate at occurrence of cracks

背面空洞	Case	ひび割れの長さ [mm]				載荷板変位 [mm]
		(1)	(2)	(3)	(4)	
なし	a-1	90	150	-	-	1.56
なし	a-2	86	143	-	-	1.23
なし	a-3	82	-	-	-	1.69
45°	b-1	227	214	-	-	1.60
45°	b-2	-	-	-	-	-
90°	c-1	259	292	253	71	2.72
90°	c-2	215	154	-	-	3.37

荷重を作用させることで、覆工が縦に伸張するように変形し、それにより縦方向の内空変位量は増加している。また、横方向には押しつぶされるように変形するため、内空変位量が減少していることになる。実験では、背面空洞 90°の c-1 のケースで、載荷板変位が 2.8mm のときに急激に内空変位量が増加しているが、これは、地山と覆工にひび割れが発生することが原因で、デジタルビデオカメラによる動画でもその現象を確認することができる。なお、このひび割れと内空変位量との関連については、Fig. 9 と Fig. 10 および Table 3 に関する考察でも述べる。また、背面空洞 90°のケースでは、内空変位量の値がほぼ 0 のまま推移する。これは Fig. 7 での応力の発現が遅れていることから、載荷初期に載荷板と荷重計との間、あるいは試験装置と模擬地山との間に隙間が生じていたことが考えられる。総じて、背面空洞が大きいほど、実験終了時の最終的な内空変位量も大きいことが確認できる。

Fig. 9 に DEM の解析結果と実験結果との比較を示す。参考までに図中にひび割れが生じた載荷板変位の発生位置を示している。また、同じ実験ケースのものは同じ色(赤、青、緑)で表している。Fig. 9 の a-1～c-2 は実験ケースを表し、Fig. 7 と対応している。ここで図中のひび割れ発生に関し、Fig. 10 と Table 3 に実験終了後の地山のひび割れ性状とその長さおよび発生した際の載荷板変位 (Fig. 9 の点線に対応) を纏めている。実験のすべてのケースにおいて、地山のひび割れの進展は、覆工の左右スプリングライン近傍から地山両端部に向かうもの (Fig. 10 の (1),

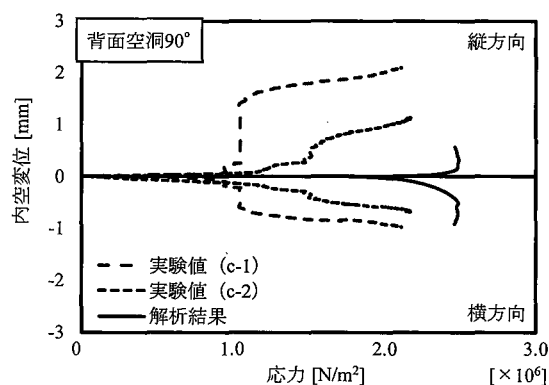


Fig. 11 内空変位量と応力の関係
Relationship between convergence and stress

(2)) と、地山中央の上下端部から覆工に向かうもの (Fig. 10 の (3), (4)) の計 4 パターンに分類できた。ここで Fig. 9 で示すひび割れの発生は左右スプリングライン近傍 (Fig. 10 の (1), (2)) で同時に生じたときのものである。なお b-2 のケースでは、測定機器の不具合により正確な値を得ることができなかった。

Fig. 9 の実験結果では、背面空洞 90° の c-1 のケースではスプリングライン近傍のひび割れ (Fig. 10 の (1), (2)) が発生する際の載荷板変位と内空変位量が急増する際の載荷板変位が一致しており、他のケースではひび割れが発生した後、徐々に内空変位量が変化していることがわかる。ここでほぼ一定の載荷板変位に対して内空変位量が増加している状態を「内空変位量が急増する」としている。また、数値解析との比較では背面空洞を有していない結果と背面空洞 45° の結果では、内空変位量の変化を良好に再現できている。しかしながら、背面空洞 90° のケースでは、内空変位量の急増する変位量と、増加の傾向は著しく異なっている。ただし、急増する際の応力を比較すると、実験値では (a) 背面空洞なし、(b) 背面空洞 45°、(c) 背面空洞 90° のケースでそれぞれ $1.32 \times 10^6 \text{ N/m}^2$ 、 $1.168 \times 10^6 \text{ N/m}^2$ 、 $1.152 \times 10^6 \text{ N/m}^2$ であるのに対し、解析では 3 ケースで $2.20 \times 10^6 \text{ N/m}^2$ となっており、解析結果は実験結果の 1.7~1.9 倍程度と若干の差はあるが、背面空洞が 90°、45°、空洞なし、となるにつれ、解析結果との差が小さくなっている。例として、Fig. 11 に背面空洞 90° のケースを対象に内空変位量と応力の値を比較する図を示す。

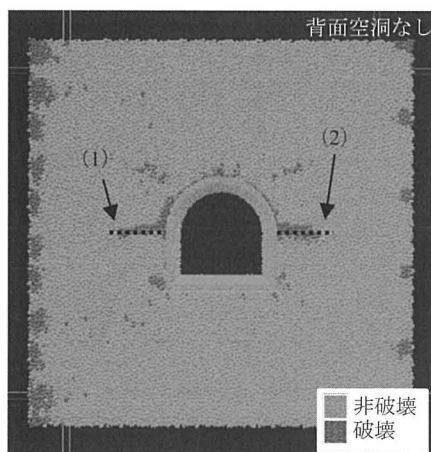
また、実験結果では、Fig. 8 に示すように特に c-1 の結果で内空変位量が大きい値を示しているが、簡易的な目安として、載荷板変位が 2.7mm の際に急増している内空変位量の分を除去すると、c-2 および背面空洞 45° の実験結果 (b-1, b-2) とほぼ同じ内空変位量になる。数値解析では、背面空洞 45° と 90° の縦方向の内空変位量でほぼ同じ値を示しており、実験結果で急増する内空変位量を考慮しない場合とほぼ同じ傾向を示すこととなる。このことから、数値解析では緩やかな内空変位量の変化を再現できる一方、急増する内空変位は再現できていないことが確認できる。これらのことから、解析では内空変位量の変化を良好に再

現できる一方で、スプリングライン近傍のひび割れ発生変位と載荷荷重の関係では解析結果と実験結果との間にやや差があり、ひび割れが発生する際の荷重を定量的に判断するには若干の困難があることがわかる。CPM では 3.2 で示したようにひずみの値から応力を求め、その値から荷重を計算する、というアルゴリズムを繰り返すが、その過程でひび割れの延伸が表現しきれていない可能性が考えられる。本論文では右側面から荷重を作用させ、発生した荷重 (応力) が徐々に左側に伝達され、それによりひずみの値も変化していくことになる。荷重 (応力) が伝わる過程で実験値と伝達との速度差が生じ、結果としてひずみ・ひび割れの発現にも影響が生じていると考えられる。本論文の条件下での CPM を用いた DEM の解析では、急激に進展するひび割れに関しては必ずしも再現できていないが、他のケースでは解析結果との差が小さいことから、実験結果を良好に模擬していることが確認できる。

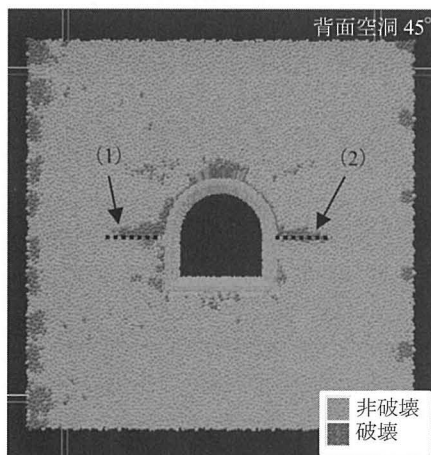
4.3 ひび割れ性状

Fig. 12 に解析における各ケースの損傷状態を示す。ここで色が異なって表示されている部分 (赤色の部分、図中の凡例では「破壊」で示す) は、引張により要素間の引張強度を超過している状態を表しており、載荷板変位が 2mm のときの結果である。なお Fig. 12 では、三次元の解析結果について中央を視点とした透視図で示しており、1 つの平面 (断面) を二次元で表示してはいない。そのため、(b) と (c) の背面空洞が閉塞したようにも見えるが、実際の解析結果では空洞の形状を保持した状態となっている。また Fig. 12 の破線 (1) ~ (4) は Fig. 10 のひび割れ性状、および、Table 3 の実験終了後に計測したひび割れの長さに対応している。前述したように、実験は背面空洞なし、背面空洞 45°、90° でそれぞれ 3 回、2 回、2 回ずつ行われており、解析は 3 ケースでそれぞれ 1 回ずつ実施されている。そのため Table 3 の a-1~a-3 は Fig. 12 の (a) と、b-1 と b-2 は (b)、c-1 と c-2 は (c) と比較することとなる。Fig. 12 と Table 3 の (1) と (2) より、いずれのケースでも覆工のスプリングライン近傍に損傷が確認でき、これは実験のひび割れ性状 (Fig. 10) と一致している。

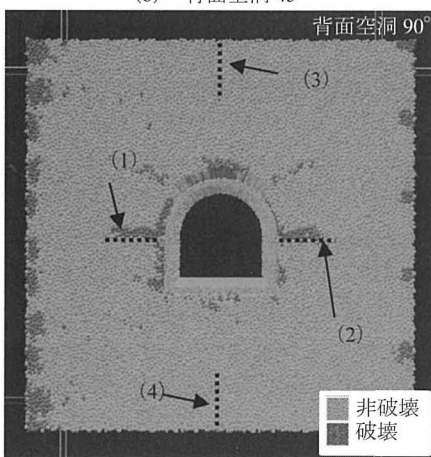
次に覆工に関し、実験結果と解析結果の考察を行う。実験では、背面空洞 90° の c-1 のケースを除き、他の 6 ケースではひび割れは生じなかった。Fig. 13 には唯一クラックが生じた c-1 のケースの覆工について、実験終了後の写真を掲載しており、スプリングラインのやや上側でひび割れが発生していることが確認できる。次に、Fig. 12 の解析結果では全ケースで覆工にひび割れが生じていないことから、c-1 の 1 ケースを除く他の全実験ケースで、覆工のひび割れが生じていない点では同じ様相を示しているといえる。ここで、損傷状態の表示について、損傷変数の分布を掲示することが考えられる。本解析ではひび割れの箇所を明白にし、実験結果と比較することを目的に、Fig. 12 を示すこととしている。



(a) 背面空洞なし



(b) 背面空洞 45°



(c) 背面空洞 90°

Fig. 12 解析における損傷状態
Damage patterns in simulation

4.4 応力分布

Fig. 14 および **Fig. 15** に横方向（载荷方向）の鉛直応力分布（縦方向の応力分布）、**Fig. 16** および **Fig. 17** にせん断応力分布を示す。なお、**Fig. 15** と **Fig. 17** はトンネル覆工上部のみの応力分布を拡大して表したもので、図中の破線部は背面空洞の位置と形状を示している。ここで、圧縮を正、引張を負として表示している。また、これらの図は主応力や主せん断応力を図示していないことに注意されたい。なおこの図はトンネル奥行き方向に関して中央平面の

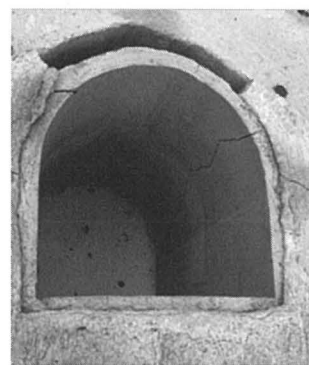
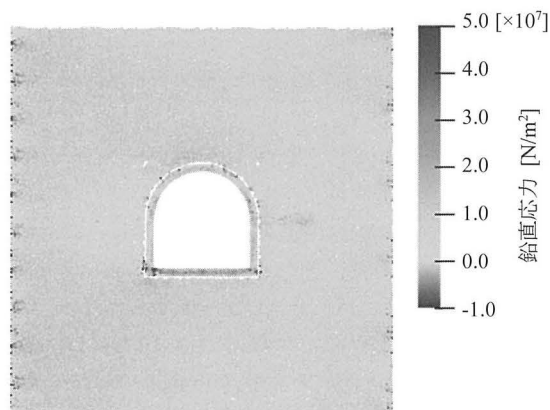
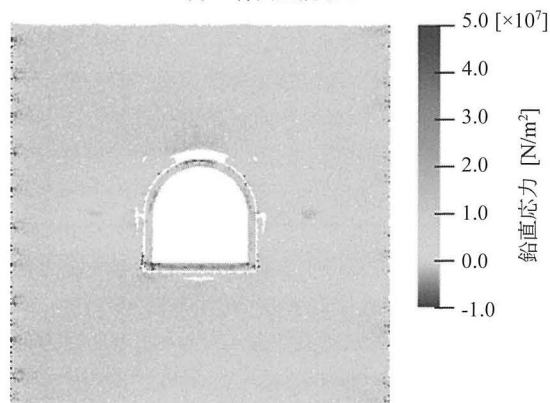


Fig. 13 覆工のひび割れ

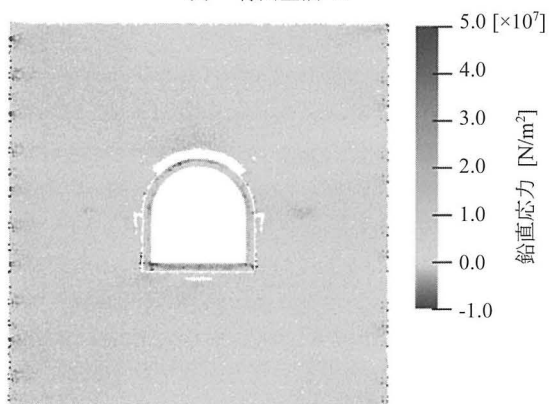
Crack of lining



(a) 背面空洞なし



(b) 背面空洞 45°



(c) 背面空洞 90°

Fig. 14 鉛直応力の分布
Distribution of normal stress

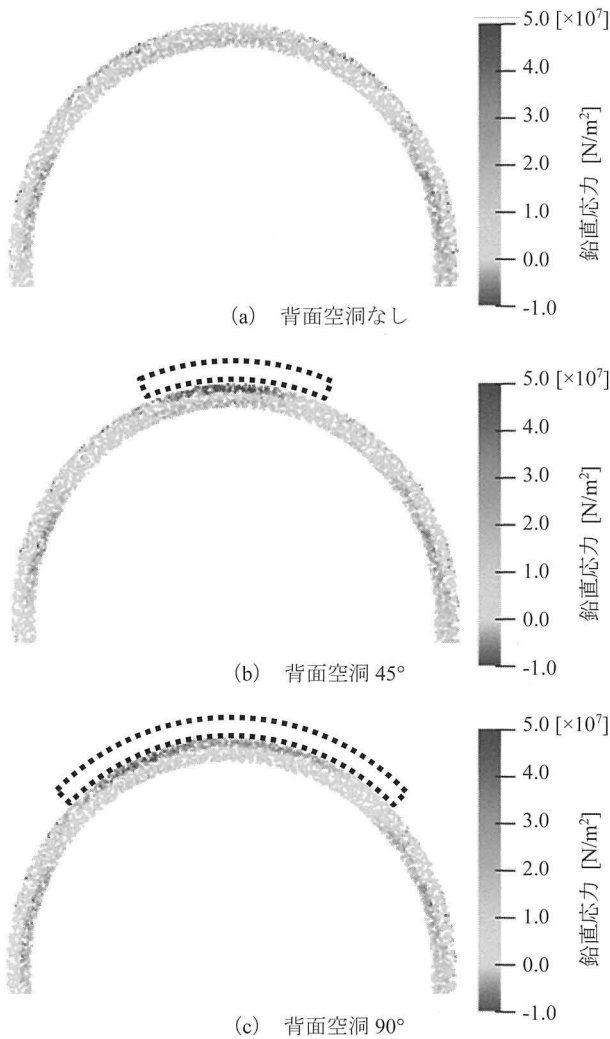


Fig. 15 トンネル覆工上部の鉛直応力
Normal stress of lining

解析結果であり、要素間の法線・接線方向の応力の値により分布を求めている。ここで、鉛直応力が $5.0 \times 10^7 \text{ N/m}^2$ 、せん断応力が $1.0 \times 10^6 \text{ N/m}^2$ を超過した場合は、すべて赤色で表示している。Fig. 14 および Fig. 15 より、背面空洞がない場合は覆工の天端に横方向の圧縮応力のみが生じているのに対し、背面空洞がある場合は天端の上端で引張応力、下端で圧縮応力が発生していることが確認できる。また、背面空洞の範囲が広くなるにつれ、引張応力が生じている範囲も広がっていることがわかる。せん断応力については、Fig. 16 より、背面空洞直下の覆工では上部で正の値、下部で負の値が認められる。Fig. 17 で示すせん断力の分布は、粒子間の接線方向の相対変位より計算している。そのため着目している粒子より上にある粒子の相対変位が大きく、下にある粒子の相対変位が小さい場合は、正の値を示す。逆に上と下の粒子の相対変位がそれぞれ小さい場合と大きい場合は、負の値を示すことになる。この結果より、覆工では扇が広がるような変形をしていることが確認できる。以上により、背面空洞下の覆工で曲げモーメントが誘起されていることがわかり、これは保田ら (2016) の指摘とも一致する。なお本論文の方法では、要素間に回

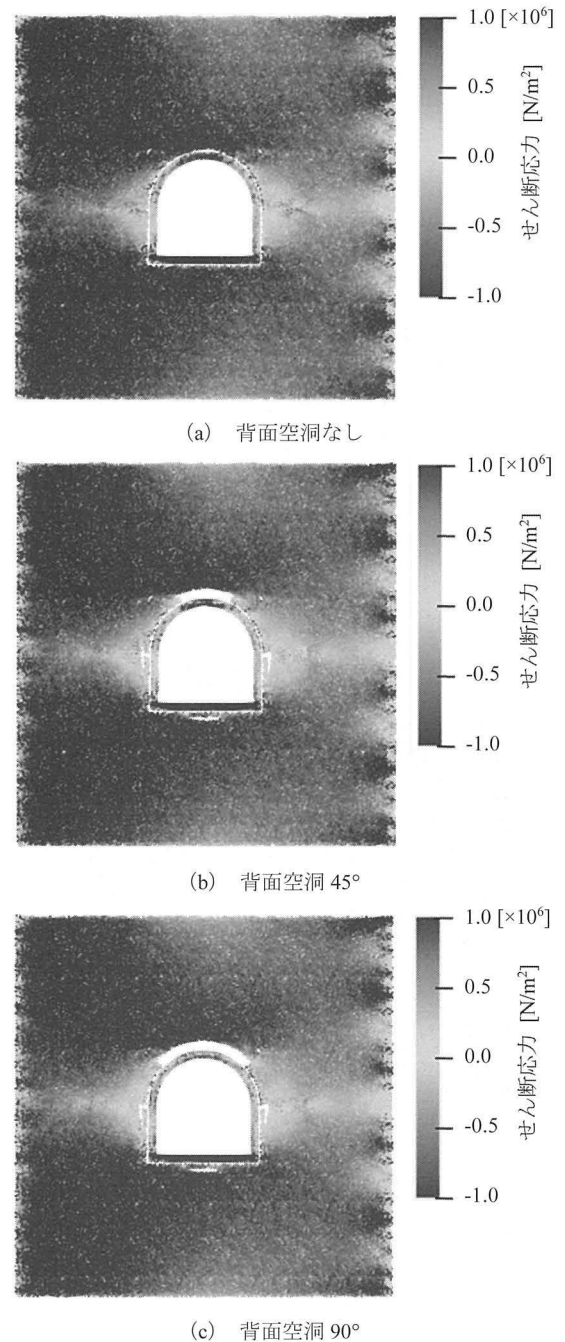


Fig. 16 せん断応力の分布
Distribution of shear stress

転剛性を考慮していないため、直接曲げモーメントの値を求めることは困難である。そのため鉛直応力分布やせん断応力分布から曲げモーメントの性状を判断している。

以上より、農業用水路トンネルの実験に対して DEM で解析を行い、構成式に CPM を採用した場合、解析結果が内空変位量の変化を良好に再現できる一方で、急増する内空変位量を再現するのは困難であることがわかった。また、ひび割れが発現する荷重で実験結果との間に差があることが確認できた。しかしながら、ここに列举した特徴があるものの、CPM を用いた DEM による解析では、地山と覆工の相互作用や変状を定性的に評価できることが示された。定量的に変状の検討を行う場合、例えば、最大荷重

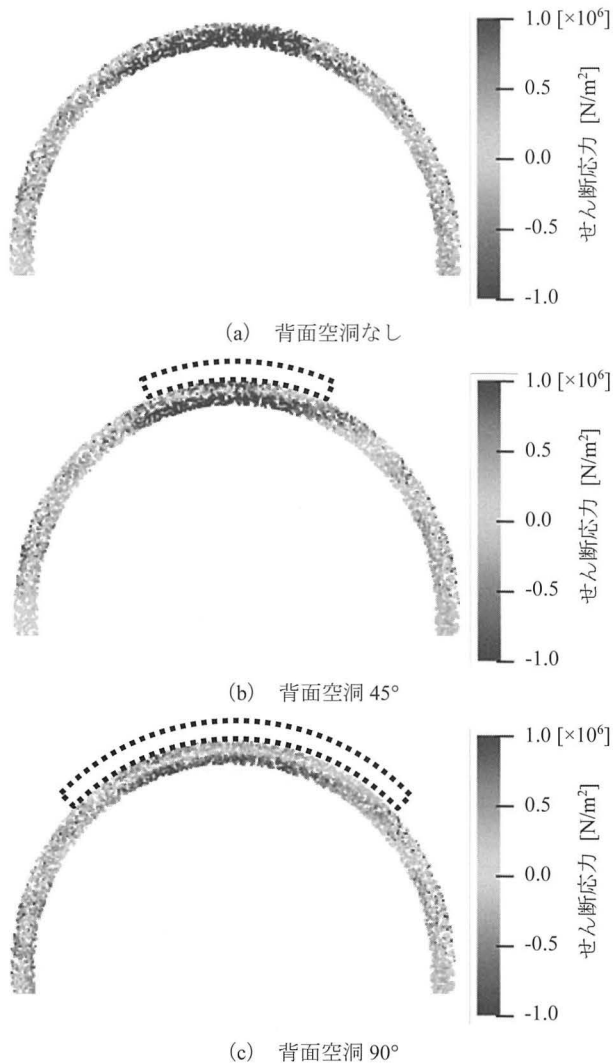


Fig. 17 トンネル覆工上部のせん断応力
Shear stress of lining

と変状（ひび割れ）の関係を示し、条件を限定して評価することや、FEM との併用などの活用方法が考えられる。

5. おわりに

本論文では、農業用水路トンネルの地山と背面空洞を有するほろ形のトンネル覆工の挙動を把握するため、模型実験と三次元の個別要素法 (DEM) による数値解析を実施し、結果を比較した。また、DEM の構成式には Concrete Particle Model (CPM) を用いた。以下に本論文で得られた知見を示す。

- (1) 地山と覆工を考慮した模型実験を実施した。覆工の上部に大きさの異なる背面空洞を設け、側方から载荷することで塑性圧を模擬した。载荷実験の結果、背面空洞が大きくなるに従い、縦方向と横方向の、いずれの内空変位量も大きくなることが示された。
- (2) 実験と同様の寸法でモデル化を行い、DEM で解析を行った。その際、割裂試験と圧縮試験の結果より、解析に用いるパラメータを決定した。実験結果との比較

により、背面空洞がないケースおよび背面空洞 45° のケースでは内空変位量を良好に再現できたものの、背面空洞 90° のケースではやや乖離が認められた。一方、ひび割れが発生するときの荷重と比較すると、解析結果と実験結果との間で若干の差があった。このことから、数値解析では内空変位量の変化を再現できるが、スプリングライン近傍のひび割れ発生と载荷荷重の関係ではやや差があり、ひび割れが発生する際の荷重を定量的に判断するにはやや難しいことがわかった。また、地山のスプリングライン近傍から生じるひび割れ性状を明瞭に再現することができた。

- (3) DEM による農業用水路トンネルの解析では、一部のケースでひび割れの発生する時期に差があるものの、定性的に地山と覆工の変状を良好に評価することが可能であることが示された。覆工と地山の変状の検討を定量的に行う場合、例えば、最大荷重との相関を明示し、条件を限定して評価することや、有限要素法 (FEM) との併用などが有効であると考えられる。
- (4) CPM ではひずみの値から応力を求め、その値から荷重を計算するが、その過程でひび割れの進展が表現できていないことが考えられる。

謝辞：本研究は、JSPS 科学研究費（基盤 C）（課題番号：15K07648、代表：柴田俊文）の支援を受けて実施された。また、模型実験の実施にあたり、株式会社奥野組の関係各位、岡山大学大学院（当時）の石故有生也氏、村上 椋氏をはじめとする関係各位には、ご助力を頂いた。さらに、農業用水路トンネルの情報提供に関して、関東農政局の古川和弘氏には多大なるご助力を頂いた。記して御礼申し上げる。

引用文献

- 朝倉俊弘, 小島芳之, 安東豊弘, 佐藤 豊, 松浦章夫 (1994a) : トンネル覆工の力学挙動に関する基礎的研究, 土木学会論文集, **493/III-27**, 79-88.
- 朝倉俊弘, 安東豊弘, 小俣富士夫, 若菜和之, 松浦章夫 (1994b) : 欠陥を有するトンネル覆工の変形挙動と内面補強工の効果, 土木学会論文集, **493/III-27**, 89-98.
- Beckmann, B., Schickanz, K., Reischl, D. and Curbach, M. (2012) : DEM simulation of concrete fracture and crack evolution, *Structural Concrete*, **13**(4), 213-220.
- Boon, C.W., Houlsby, G.T. and Utili, S. (2015) : Designing tunnel support in jointed rock masses via the DEM, *Rock Mechanics and Rock Engineering*, **48**, 603-632.
- Funatsu, T., Hoshino, T., Sawae, H. and Shimizu, N. (2008) : Numerical analysis to better understand the mechanism of the effects of ground supports and reinforcements on the stability of tunnels using the distinct element method, *Tunnelling and Underground Space Technology*, **23**, 561-573.
- 石井将幸, 長束 勇, 緒方英彦, 円城寺将貴, 上見謙太 (2014) : 水路トンネルの安全性評価を目的とした現場载荷試験と数値解析によるその評価, 農業農村工学会論文集, **292**, 41-48.

- 蒋 宇静, 肖 俊, 山口耕平, 棚橋由彦, 江崎哲郎 (2001) : 大規模地下空洞の掘削に伴う局所破壊と補強設計に関する研究, 資源と素材, **117**, 639-644.
- Jifei, W., Hongwei, H., Xiongyao, X. and Bobet, A. (2014) : Void-induced liner deformation and stress redistribution, *Tunnelling and Underground Space Technology*, **40**, 263-276.
- Khanal, M., Schubert, W. and Tomas, J. (2005) : DEM simulation of diametrical compression test on particle compounds, *Granular Matter*, **7**(2-3), 83-90.
- Kozicki, J. and Donzé, F.V. (2008) : A new open-source software developed for numerical simulations using discrete modeling methods, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, **197**, 4429-4443.
- 森 充広, 浅野 勇, 渡嘉敷 勝, 西原正彦 (2013) : トンネルの構造的安全性に関する研究動向～変状事例に基づく考察～, 農工研技報, **214**, 31-76.
- 森 充広, 浅野 勇, 渡嘉敷 勝, 川上昭彦, 川邊翔平 (2015) : 覆工背面に空洞を有するトンネル覆工および周辺地盤の変形挙動に関する模型実験, 農業農村工学会論文集, **300**, I_195-I_205.
- 長束 勇, 村尾弘道, 松本 拓, 石井将幸 (2013) : 水路トンネルのひび割れ発生メカニズムとその補強工法, 農業農村工学会論文集, **288**, 77-83.
- Nitka, M. and Tejchman, J. (2015) : Modelling of concrete behaviour in uniaxial compression and tension with DEM, *Granular Matter*, **17**(1), 145-164.
- Riera, J.D., Miguel, L.F.F. and Iturrioz, I. (2016) : Evaluation of the discrete element method (DEM) and of the experimental evidence on concrete behaviour under static 3D compression, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, **39**(11), 1366-1378.
- 嶋本敬介, 野城一栄, 小島芳之, 中西祐介, 塚田和彦, 朝倉俊弘 (2013) : 地山の塑性化に伴う山岳トンネルの路盤隆起現象とその対策工に関する研究, 土木学会論文集 F1 (トンネル工学), **69**(1), 54-72.
- Šmilauer, V. (2010) : Cohesive Particle Model using the Discrete Element Method on the Yade Platform, Ph. D. thesis, Czech Technical University in Prague, Université Grenoble I.
- 保田尚俊, 塚田和彦, 朝倉俊弘 (2016) : 背面空洞がトンネル覆工に及ぼす力学的影響に関する理論的考察, 土木学会論文集 F1 (トンネル工学), **72**(3), I_63-I_73.
- Yasuda, N., Tsukada, K. and Asakura, T. (2019) : Three-dimensional seismic response of a cylindrical tunnel with voids behind the lining, *Tunnelling and Underground Space Technology*, **84**, 399-412.
- 横山幸也, 志水義彦, 石田 毅, 水田義明 (2001) : 応力測定によるトンネルライニングの健全度評価に関する実証的研究, 土木学会論文集, **687/III**-56, 65-76.

Applicability of Distinct Element Method to Model Tests of Irrigation Tunnels

SHIBATA Toshifumi*, TAMOTO Toshiyuki**, NISHIMURA Shin-ichi*, SHUKU Takayuki*
and FUKUMOTO Yutaka***

* *Graduate School of Environmental and Life Science, Okayama University, 3-1-1 Tsushima-Naka, Kita-ku, Okayama 700-8530, JAPAN*

** *Nikka Engineering Co., Ltd., 2-1-3 Shimoishii, Kita-ku, Okayama 700-0907, JAPAN*

*** *Department of Civil and Environmental Engineering, Nagaoka University of Technology, 1603-1 Kami-tomioka, Nagaoka-shi, Niigata 940-2188, JAPAN*

Abstract

The maintenance of damaged irrigation tunnels has become a major social concern; and thus, evaluating the damage conditions of current tunnels is of crucial importance. Voids behind the tunnel lining may be created during or after construction by the conventional method, and these voids are the main factors in its failure. Hence, it is imperative to comprehend the behaviors of the ground, the tunnel lining and the voids. This paper presents model tests of the interacting behaviors between the ground and a tunnel lining with voids under loading conditions. The experimental results show that the longitudinal and lateral convergences are large in the case of a void of 90 degree angle. To investigate the local deformation and the damage pattern, the three-dimensional distinct element method is applied, incorporating the Concrete Particle Model, and the numerical results are compared with the experimental data. The comparison clarifies the qualitative evaluation of the deformation behavior of the tunnel in the model tests by the numerical method.

Key words : *Irrigation tunnel, Distinct element method, CPM, Void, D-shaped cross section*