

鋼製組立網の三次元弾塑性解析

Three-dimensional elasto-plastic analysis of box gabion

阿部和久*, 田嶋史人**, 小関 徹***

Kazuhisa Abe, Fumito Tajima, Toru Koseki

*工博, 新潟大学助教授, 工学部建設学科 (〒 950-2181 新潟市五十嵐二の町 8050 番地)

**新潟大学大学院自然科学研究科 (〒 950-2181 新潟市五十嵐二の町 8050 番地)

***共和ハーモテック (株) 技術・研究室 (〒 950-0971 新潟市近江 155 番地 1)

A numerical method for the box gabion is constructed in 3-D, in which the box gabion is consisted of steel frame, wire mesh and filling material. The steel frame is modeled using elasto-plastic frame elements. The wire mesh is described as an elasto-plastic membrane. These are formulated under the assumption of finite displacement theory. The filling material is modeled as a three-dimensional elasto-plastic continuum and the finite element equation is derived based on the finite deformation theory. Numerical analyses and experiments are carried out, and it is found that the qualitative agreement can be obtained, though some quantitative discrepancy exists. Several mechanical properties are also investigated based on the numerical experiments.

Key Words : box gabion, three-dimensional analysis, elasto-plastic problem

キーワード: 鋼製組立網, 三次元解析, 弾塑性問題

1. はじめに

鋼製組立網とは、丸棒でつくられた鋼製枠に鋼製網（金網）を張りパネル状にしたものを、さらに箱状に組み立てたものであり、その中に石材（中詰材）を充填して使用される。当該工法は、可撓性、透水性に優れており、近年河川護岸や擁壁などに多用されるようになって来ている。しかし、従来金網が構造物の主要部材に用いられることはほとんど無く、従ってその力学特性には未確明な点が多い。そのため当然のことながら、鋼製組立網自体の設計手法も確立されていないのが現状である。

著者らは、これまで鋼製組立網に用いられる金網を対象に、数値解析手法を構成し、実験と解析を通してその力学特性を明らかにしてきた¹⁾²⁾。しかし、上述のように鋼製組立網は、鋼製枠・金網・中詰材から構成されており、力学挙動の把握にはこれらの連成下における各部の役割を明らかにすることが肝要である。

そこで本研究では、鋼製組立網の三次元解析モデルを構成し、解析と実験とにより、その基本的な力学特性について調べる。解析手法の構築に当たり、金網には文献 1), 2) において構成した等価な弾塑性膜モデルを採用する。鋼製枠は弾塑性骨組要素でモデル化し、有限変位理論に従い定式化を行う。中詰材は三次元弾塑性連続体によりモデル化する。また、載荷時に局部的に大きく変形し得るものと思われるので、有限変形理論の下で定式化を行い、構成則には砂の変形解析に用いられるものを採用する。また、鋼製組立網の鉛直方向載荷実験を実施し、本研究で構成した手法による三次元解析と合わせ鋼製組立網の変形性状、鋼製枠と中詰材の荷重分担比、金網に発生する面内応力などについて調べ、各部の役割についていくつかの基礎的考察を行う。

2. 鋼製組立網の鉛直載荷実験の概要

鋼製組立網とは本来金網と鋼製枠とからなる箱状のものを指すが、以下ではその内部に充填される中詰材も含めそれらを総称して鋼製組立網と呼ぶこととする。

実験では図-1 に示すような菱形金網を用いた。鋼製組立網に用いられる菱形金網には、列線の線径で 4~8mm、網目寸法で 65~150mm のものがある。実験では線径 $\phi 5\text{mm}$ 、網目寸法 65mm のものを採用し、図-2 に示すように、一辺 75cm の鋼製網枠（パネル）を製作した。なお、金網の周囲に取付けられている鋼製枠は、直径 9mm の丸棒を溶接付けしたものをを用いた。鋼製組立網は、このパネル 6 枚を箱状に組み立て、鉛直と水平の丸棒の各々 5 および 4 箇所を等間隔に U ボルトで締結して作った。その際に、側面の 4 枚のパネルにおいては、幅方向（列線の長手方向）が水平になるように金網の向きを設定した。中詰材には、粒径 10~15cm 前後の玉石を用い、1 個ずつ手作業でできるだけ密になるように充填した。なお、実際になされている充填方法を参考に、金網近傍においては偏平な玉石を選び、平たい面が金網と平行になるように配置した。

鋼製組立網が擁壁に用いられる場合などにおいては、上載されている鋼製組立網から作用する鉛直荷重の他に、土圧などによる水平方向荷重も加わる。したがって、現実の力学状態を考察するためには、そのような複雑な荷重条件の再現が必要になる。しかし、本研究では以下に構成する解析手法の適用性の検討、および鋼製組立網全体の基本的な力学特性の把握を目的とし、最も単純な載荷条件として鋼製組立網の圧縮載荷試験を実施した。

載荷に当たり、供試体を厚さ 28mm の十分に剛な鋼板の上に置き、上方よりハイドロパルス試験機により圧縮した（図-3）。なお、荷重が供試体上面にできるだ

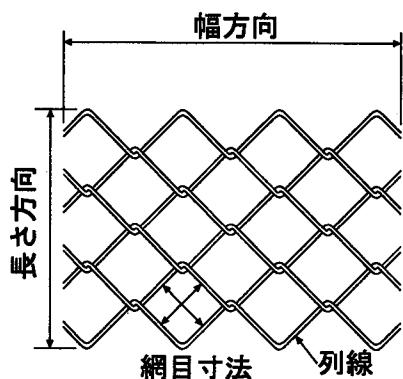


図-1 菱形金網

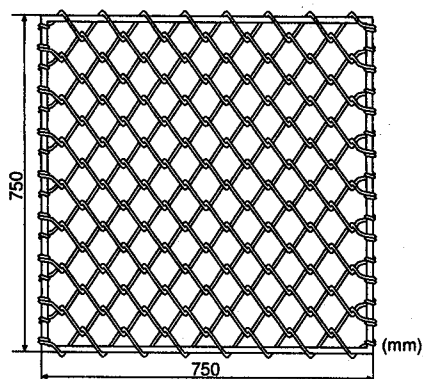


図-2 鋼製網枠

け均一に加わるように、H 鋼を井桁状に組んで作った 88×88cm の載荷板を、試験機のアクチュエーター（ピストン）先端にボルトで剛接した。また、上述のように、パネルどうしは U ボルトで締結されているが、接合されているパネル間や載荷板とパネルとの間にはいくらかの隙間が存在する。そのため、載荷重が鋼製枠に均等に作用しない恐れがある。そこで、実験においては、鋼製枠の各角と載荷板および下部の鋼板との隙間に鋼材を詰めて遊びを無くし、できるだけ一様に荷重が作用するようにした。当該実験においては、載荷重と載荷板の鉛直変位とを測定した。なお、その際に変位は載荷板の対角線上に位置する 2 箇所角に取付けた変位計により測定した。

3. 鋼製組立網のモデル化

3.1 金網のモデル化

金網は、文献 1), 2) に構成した手法に基づき、それと巨視的に等価な膜構造としてモデル化する。金網面内での構成式は微小ひずみの仮定の下で与える。一方、面外たわみを含む全体系での変形に対してはひずみを微小、変位を有限と仮定した有限変位理論³⁾を適用し、剛性方程式を構成する。以下には金網面内の巨視的応力-ひずみ関係式と接線剛性方程式の概要のみを示す。なお、金網のモデル化の詳細については文献 1), 2) を参照されたい。

金網のパターンを構成している最小単位をユニット

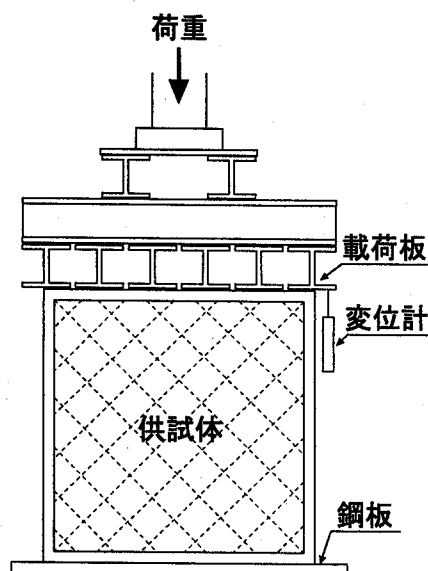


図-3 載荷方法

セルと呼び、それを図-4 のようにモデル化する。このユニットセルにおいて、上下の列線が交差する点を中心点、4 つの角を頂点と呼び、金網の幅方向に x_1 軸、長さ方向に x_2 軸を導入する。また、中心点と頂点①とを結ぶ線と x_1 軸とのなす角度を θ 、 m 番頂点において列線に作用する x_i 方向の力を F_i^m 、中心点から m 番頂点に向けた単位ベクトル成分を n_i^m と定義する。

金網が長さ方向 (x_2 方向) に圧縮変形を受けるとき、中心点における上下列線間の接触は解放される。すなわち金網は長さ方向の引張には抵抗するが、圧縮には抵抗し得ない。このような列線間に生ずる相対変位を考慮するため、中心点の x_1, x_2 方向に接触バネ $\bar{k}_1, \bar{k}_2$ を挿入する。なお、このバネは引張変形下では線形的に挙動し、圧縮変形下ではバネ定数がゼロとなるものとして与える。

金網の巨視的な応力-ひずみの増分関係式は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} d\sigma_{ij} &= \frac{1}{2} (A_{ijkl} + A_{jikl}) d\epsilon_{kl}, \\ A_{ijkl} &= \frac{1}{2A} (a_{ijkl} - \bar{b}_{pq} C_{ijp} C_{qlk}), \\ a_{ijkl} &= \sum_{m=1}^2 F_{i,k}^m n_j^m n_l^m, \\ C_{ijk} &= \sum_{m=1}^2 F_{i,k}^m n_j^m \end{aligned} \quad (1)$$

ここで、 $d\sigma_{ij}$ 、 $d\epsilon_{kl}$ は金網の巨視的応力増分とひずみ増分、 $A = \sin \theta \cos \theta$ 、 $F_{i,k}^m$ は頂点作用力の x_k 方向頂点変位による導関数であり、繰り返し指標は総和規約に従うものとする。式 (1) において、金網の幾何学的・材料学的特性は全て頂点作用力に反映されている。ま

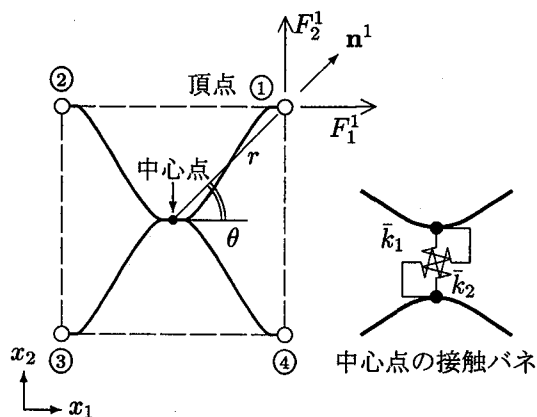


図-4 金網のユニットセル

た、 $\bar{b}_{ij}$ は次式で与えられる行列の逆行列である。

$$\bar{b}_{ij} = \bar{k}_{ij} + \sum_{m=1}^2 F_{i,j}^m \quad (2)$$

ここで、 $\bar{k}_{11} = \bar{k}_1$, $\bar{k}_{12} = \bar{k}_{21} = 0$, $\bar{k}_{22} = \bar{k}_2$ である。

式(1)により金網の構成式が与えられるが、その具体的計算にはユニットセルの頂点作用力 F_i^m の評価が必要となる。著者らは、頂点変位を入力、作用力 F_i^m を出力とするニューラルネットワークを構築し、 F_i^m の評価の効率化を図っている。なお、実際の計算では頂点作用力の変位導関数 $F_{i,k}^m$ が必要になるが、これは差分子により求めている。

次に接線剛性方程式を示す。

$$\begin{aligned} \mathbf{K}_T \mathbf{du} &= d\mathbf{f}, \\ \mathbf{K}_T &= \hat{\mathbf{T}}_w^T [\hat{\mathbf{K}}_T - \hat{\mathbf{G}}] \hat{\mathbf{T}}_w \end{aligned} \quad (3)$$

ここで、 $\mathbf{du}$, $d\mathbf{f}$ は空間に固定された座標系における節点変位増分ベクトルと節点力増分ベクトル、 $\mathbf{K}_T$ は接線剛性行列である。また、 $\hat{\mathbf{T}}_w$ は空間固定の座標系から有限要素と共に移動する座標系への変換行列、 $(\)^T$ は転置、 $\hat{\mathbf{K}}_T$ は式(1)より得られる金網面内変形に対する接線剛性行列であり、微小変形の仮定の下に与える。 $\hat{\mathbf{G}}$ は要素座標系の回転に伴う節点力の幾何学的変化量に関する行列である。なお、次節 3.2 に述べる丸棒についても、同様の定式化に従い接線剛性方程式を与える。

3.2 鋼製棒(丸棒)のモデル化

金網の周囲に取付けられている鋼製棒は骨組要素でモデル化する。なお、その際に金網と同様に、ひずみは微小、変位は有限と仮定し有限変位理論を適用する。また、弾塑性解析に際し Prandtl-Reuss の式を用い、剛性方程式の作成において、要素内を断面内と長さ方向に細分割し、各部分領域毎に弾塑性状態下での応力評価を行う。以下の解析では鋼製棒を構成している各丸棒を長さ約 7.5cm の要素で細分割しているが、その下で 1 つの骨組要素を軸方向にさらに 5 分割し上述の応力評価を行っている。なお、要素の断面内については半径方向に 5 分割、円周方向に 18 分割としている。

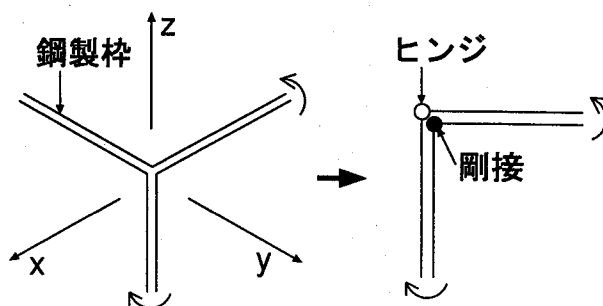


図-5 鋼製組立網の角部のモデル化

鋼製組立網はパネルを組み立てて作られるので、各辺上にはその辺を共有し互いに直交する 2 枚のパネルの丸棒 2 本が位置することになる。解析では、これら 2 本の丸棒を代表する棒を各辺 1 本ずつモデル化し、剛性方程式の構成と節点力の計算の際に、それを 2 倍した値を与えることとした。ただし、構成組立網の 8 つの角においては、3 組の鋼製棒が図-5 のように接合されており、互いに直交するパネルの丸棒はヒンジ接合されているため、図中 x , y , z 軸回りの曲げモーメントは各々 1 対の丸棒でしか伝達されていない。そこで、角部における剛性の低減効果を近似するため、角に位置する節点においては、曲げ成分に関してのみ丸棒 1 本分の剛性を考慮することとした。

3.3 中詰材のモデル化

前述のように中詰材には粒径 10~15cm 程度の玉石を用いた。一方、鋼製組立網のサイズは 1 辺 75cm であり、供試体全体の大きさに比べて中詰材の寸法は決して小さいとは言えない。したがって金網と中詰材間の作用力などに、離散体としてのバラツキなどが比較的顕著に現れる可能性がある。このような中詰材の粒状体としての挙動を考慮するために、個別要素法を用いることが考えられる。伊藤ら⁴⁾は、砂防ダムに用いられる礫中詰材のせん断抵抗力の発現過程のシミュレーションに個別要素法を用いている。しかし、個別要素法において、粒子形状を初めとした中詰材の力学特性を適切に表現することは必ずしも容易ではなく、また三次元解析には相当の計算量を要することが予想される。そのため、本研究では中詰材を三次元弾塑性連続体としてモデル化することとした。なお、その妥当性については、後述の文献 8) において行われた粒径 4.75~31.7mm の玉石の三軸圧縮試験結果との対比に基づき確認した。

(1) 中詰材の構成式

文献 4) では、砂と砕石などを対象にせん断抵抗力和変位との関係が調べられており、間隙比が等しい限り、粒径の違いは力学特性にほとんど影響しないことが示されている。そこで本研究では中詰材の力学特性は基本的に砂と同じものと考え、砂に用いられる構成則を中詰材に適用することとした。砂の構成則としてこれまでに様々なものが検討されている⁵⁾。また若井・鶴飼ら⁶⁾は、杭基礎の三次元解析に用いる弾完全塑性型の砂の構成則として、降伏規準に Mohr-Coulomb 式、塑性

ポテンシャルに Drucker-Prager 式を用いたもの (MC-DP 混合モデル) が、降伏曲面内に引張領域を持つことなく、比較的適切な荷重を与えるとしている。本研究では文献 6) を参考に、MC-DP 混合モデルに準ずる以下の式を採用する。

$$f = \sqrt{J_2} + \frac{\sqrt{3}}{2} \sin \phi \frac{J_3}{J_2} + \frac{2}{3\sqrt{3}} \gamma I_1 = 0, \quad (4)$$

$$\gamma = \gamma_0 + a \left(1 - e^{-b \varepsilon_p^p} \right), \quad \gamma \leq \sin \phi$$

$$g = \sqrt{J_2} + \beta I_1 \quad (5)$$

ここで f は降伏関数、 g は塑性ポテンシャルであり、 I_1 は応力の第 1 不変量、 J_2 、 J_3 はそれぞれ偏差応力の第 2、第 3 不変量、 ϕ は中詰材の内部摩擦角、 a 、 b 、 β は定数である。また、 γ は硬化パラメータであり、ここでは式 (4) 第 2 式のように塑性体積ひずみ ε_p^p の関数として与えた。なお、応力は引張を正としている。

式 (4) で与えられる降伏曲面は Mohr-Coulomb の破壊規準を簡易な形で近似したもので、三軸圧縮・引張試験において Mohr-Coulomb の破壊規準と一致する。式 (4) と Mohr-Coulomb 式の π 平面上での関係を図-6 に示す。

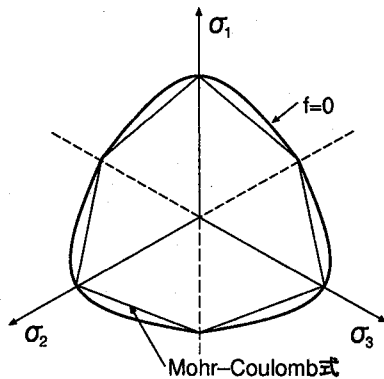


図-6 Mohr-Coulomb 式と式 (4) の降伏関数

(2) 接線剛性方程式

中詰材は、鋼製組立網の変形過程において生ずる丸棒の座屈に伴い、局部的に大きく変位する可能性がある。そのため連続体でモデル化する際には大変形問題として扱う必要がある。本研究では中詰材の接線剛性方程式の定式化に当り、updated Lagrange 法を用いる。

Updated Lagrange 法による速度型の仮想仕事式として次式を用いる⁷⁾。

$$\int_v \dot{s} : \delta D dv + \int_v T : \frac{1}{2} (L^T \cdot \delta L + \delta L^T \cdot L) dv = \int_{s_t} \dot{t} \cdot \delta u ds \quad (6)$$

ここで v は物体が定義されている領域、 s_t は表面力が規定されている物体表面、 $\dot{s}$ は Truesdell の応力速度、 T は Cauchy 応力、 D はストレッチングテンソル、 L

は速度勾配テンソル、 $\dot{t}$ は公称表面力速度の規定値であり、 δ は δu に関する変分を意味する。なお、簡単のためここでは物体力に関する項は省略した。

中詰材の構成式は Cauchy 応力の Jaumann 速度 $\dot{T}_{(J)}$ に関して以下のように与える。

$$\dot{T}_{(J)} = C^{ep} : D \quad (7)$$

ここで C^{ep} は式 (4)、(5) から得られる次の 4 階テンソルである。

$$C^{ep} = C^e - \frac{1}{d} C^e : \frac{\partial g}{\partial T} \frac{\partial f}{\partial T} : C^e, \quad d = \frac{\partial f}{\partial T} : C^e : \frac{\partial g}{\partial T} - \frac{\partial f}{\partial \gamma} \frac{d\gamma}{d\varepsilon_p^p} \left(\text{tr} \frac{\partial g}{\partial T} \right) \quad (8)$$

なお、上式で C^e は弾性定数テンソルである。

式 (6) の Truesdell の応力速度 $\dot{s}$ を Cauchy 応力の Jaumann 速度 $\dot{T}_{(J)}$ を用いて表わすと次式のようにになる。

$$\dot{s} = \dot{T}_{(J)} - D \cdot T - T \cdot D + (\text{tr} D) T \quad (9)$$

ここで $\text{tr}(\cdot)$ はトレースを意味する。

式 (7)、(9) を式 (6) に代入して最終的に次式を得る。

$$\begin{aligned} & \int_v (C^{ep} : D - D \cdot T - T \cdot D + (\text{tr} D) T) : \delta D dv \\ & + \int_v T : \frac{1}{2} (L^T \cdot \delta L + \delta L^T \cdot L) dv \\ & = \int_{s_t} \dot{t} \cdot \delta u ds \end{aligned} \quad (10)$$

式 (10) を有限要素により離散化して接線剛性方程式を得る。

3.4 全体系の連成解析

以上に述べた金網・鋼製棒・中詰材に対する各接線剛性方程式を、力のつり合い条件の下で連立し、全体系の方程式を構成する。また、増分解析に当り Newton-Raphson 法を用い、各増分ステップで不平衡力が十分小さな値に収束するまで反復計算を実行した。さらに、中詰材の応力積分には、前ステップの収束解からの経路に沿った前進 Euler 積分を用いた。なお、実際の鋼製組立網においては中詰材と金網との間に摩擦力が作用しているが、ここではその影響を無視した単純化された接触条件を用いている。具体的には、中詰材と金網との間に厚さの十分に薄い結合要素を挿入し、両者間の接触面において、法線方向の圧縮力のみが作用し、接触面内にせん断力は生じないものとしてモデル化した。なお、摩擦力の影響については現段階では明らかではなく、今後検討を要するものと考えている。

また、金網とその周囲の鋼製棒との間においても、パネルの各辺に沿う方向に相対的な滑りを生じ得る。しかし、文献 2) で行った金網の面外変形解析においては、パネルの境界辺に沿う金網の変位を許す場合と完

表-1 中詰材の物性値

内部摩擦角 ϕ (°)	42
密度 (g/cm ³)	1.7
せん断弾性係数 (MPa)	10
ポアソン比	0.3

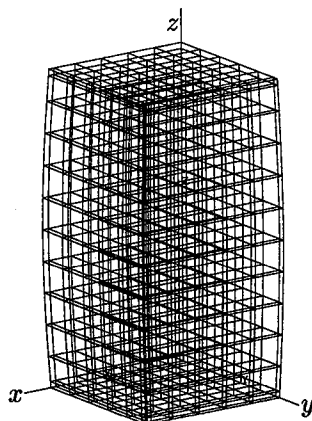


図-7 中詰材の要素分割

全に拘束する場合とで、金網の変形や面内の巨視的応力に顕著な差異が認められなかった。よって、本解析では金網と鋼製枠とに対し同一の節点を設け、両者間に相対変位が生じないモデル化を行う。

4. 解析結果

4.1 解析条件

問題の対称性により供試体全体の1/4を要素分割した。中詰材は1辺約7.5cmの8節点ソリッド要素で離散化し、金網との接触面には厚さ1.5cmの結合要素を導入した。中詰材の分割状況を図-7に示す。図において、 $x-z$ 、 $y-z$ 平面が対称面である。なお、金網には三角形定ひずみ要素を用いており、金網、丸棒とも中詰材の節点を共有する形で要素分割を与えている。解析では、丸棒の形状を初めとする様々な初期不整を鋼製組立網側面の初期たわみで代表させた。なお、幾つかの初期たわみ量に対する解析結果より、鋼製組立網の座屈強度は初期たわみに鋭敏であることが確認できた。そこで、ここでは実験結果と比較的近い荷重-変位挙動を与えるケースとして、鉛直の丸棒を含め鋼製組立網側面に鉛直軸(z 軸)に関し面外方向に振幅2cmのSine半波形状の初期たわみを有する場合の解析結果を示す。

解析に当たり、鋼製組立網上面に一樣な鉛直変位増分を与えるものとし、上面と底面の他の変位成分は全て拘束した。

中詰材に用いている玉石の粒径が大きいため、内部摩擦角などの物性値を三軸試験で直接求めることは難しい。そこで、文献8)において、粒径4.75~31.7mmの比較的粒径の小さい玉石を対象に行われた三軸圧縮試験の結果を参考に、物性値を設定した。文献8)では、

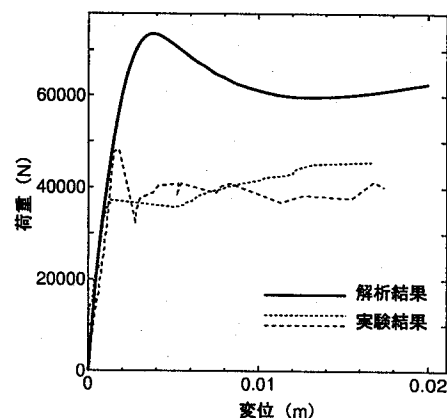


図-8 実験と解析における荷重-変位曲線

粒径や充填方法の違いにより、密度や内部摩擦角 ϕ などに多少のバラツキが認められるものの、概ね等しい値が得られているので、ここではそれらの平均的な値を用いることとした。解析で設定した物性値を表-1に示す。また、式(4)、(5)におけるパラメータは、文献8)における応力-ひずみ関係と応力-体積ひずみ関係に基づき、それぞれ $\gamma_0=0.45$ 、 $a=0.15$ 、 $b=170$ 、 $\beta=0.093$ と設定した。なお、中詰材の自重は計算の初期段階に20%ずつ5ステップに亘り漸増させて与えた。

鋼製枠に関する諸定数は、それを構成している丸棒の引張試験により求め、弾性係数を204GPa、降伏応力を300MPaと設定した。また、金網に関する諸量は、文献1),2)での値を用い、式(2)におけるユニットセル中心点の接触バネ定数を $\bar{k}_1 = 10^5$ (N/m)、 $\bar{k}_2 = 10^9$ (N/m) とし、列線の弾性係数と降伏応力をそれぞれ191GPa、350MPaとした。

4.2 実験結果との比較

実験では荷重と載荷板の鉛直変位とを測定した。その結果と本解析結果とを合わせて図-8に示す。実験では、40~50kNで鉛直の丸棒が座屈し、その後荷重はほぼ一定のまま変形が進行した。一方、解析では70kNを超えた時点で丸棒が座屈し、その後荷重は一度約60kNまで減少し、再度微増している。なお、解析で設定した丸棒の初期たわみは、座屈強度には大きく影響するものの、座屈後の挙動にはほとんど影響を与えなかった。実験と解析とで、座屈時およびその後の荷重レベルに20kN程の差が認められる。この理由としては、解析では鋼製組立網の力学状態が x 、 y 軸に関して対称条件をみたしているものとしているが、実験では必ずしも変形は一樣に進行しておらず、不均等に荷重が作用し、そのため丸棒が座屈するタイミングにバラツキを生じたことが考えられる。また、鋼製枠(丸棒)と金網との接合部での遊びなどが丸棒の拘束力を低下させ、その結果座屈強度の低下を生じたことも原因の一つに考えられる。

次に、鋼製組立網上面の鉛直変位が2cmに達した時点での、解析における丸棒の変形の様子を図-9に示す。図には丸棒の弾塑性状態を濃淡で表している。鉛直の

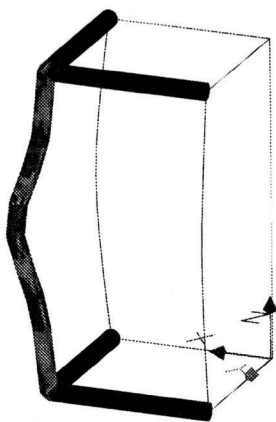


図-9 丸棒の変形状態

丸棒において色の濃い箇所が塑性領域を示しており、広い領域に渡って降伏している様子が窺える。中詰材の自重の影響により、鋼製組立網の力学状態は厳密には上下方向に対称となっていないが、丸棒は概ね上下対称に変形している。なお、丸棒は金網により横拘束されているので、座屈時の変形モードは無拘束時より短波長になる⁹⁾。実験では、丸棒の座屈形状に明瞭な対称性は現れなかったものの、図-9と同様に短波長での変形が認められた。このような横拘束時の座屈強度に対して、丸棒端部の接合条件のモデル化がどの程度影響し得るかについては今後さらに検討を要する。

上述のように実験と解析とで強度に差が認められたが、丸棒が座屈するまでの初期剛性は実験と解析とで一致しており、丸棒の座屈によって鋼製組立網全体の強度が支配されている点などにおいても定性的な一致が認められる。なお、解析の妥当性については、様々な観点からの検証が必要に思われる。しかし、本実験では各部の変位やひずみなど、より詳細なデータの計測は技術的に困難であった。そこで本研究を、構成した解析手法の適用性の検討と、鋼製組立網の力学特性の把握とに対する基礎的研究と位置づけ、その範囲において本解析によっても実験を補完し得る有意な結果を得ることが可能であるものと判断し、以下では主に解析結果に基づき更に考察を進める。

4.3 鋼製組立網の力学特性に関する考察

鋼製組立網に作用している鉛直荷重は、主に鋼製棒(丸棒)と中詰材とにより支えられている。そこで、全荷重とその内中詰材に作用している荷重とを図-10に示す。なお、鋼製棒を用いずに当該の構造物を作成することは不可能であるが、ここでは各部の役割について考察する目的で鋼製棒の無い場合(金網と中詰材のみの場合)についても解析を行ない、その結果得られた荷重-変位曲線も合わせて示した。図より鋼製組立網全体の初期剛性は鋼製棒の存在によるものであることがわかる。また鋼製棒を有する場合に比べると、無い場合に中詰材に作用する荷重は大きく、上面が2cm変位した時点で、前者が約25kNであるのに対し、後者は40kN近くまで達している。さらに、鋼製棒を有

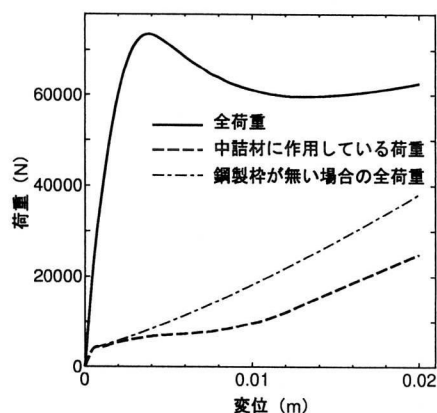


図-10 各荷重-変位曲線の比較(解析結果)

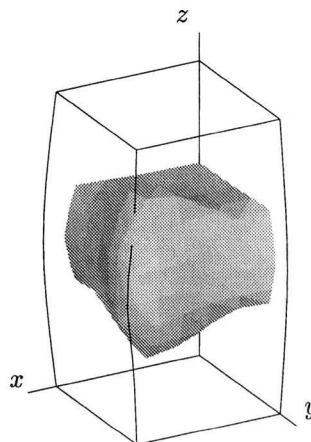


図-11 塑性体積ひずみの分布(2%)(鋼製棒を有する場合)

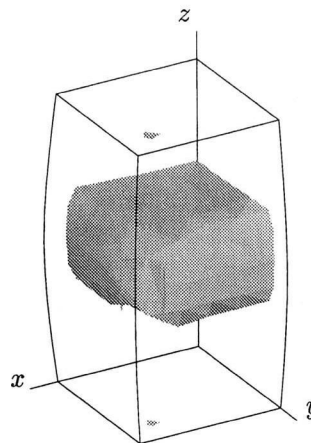


図-12 塑性体積ひずみの分布(2%)(鋼製棒を有していない場合)

する場合の中詰材作用荷重は変位量が1cmに達するまではほとんど増加せず、その後次第に増加の度合いが大きくなっている。これは、鋼製棒が座屈することで、鋼製棒と金網とが外側に大きくたわみ、その結果、中詰材に作用していた拘束力が減少し、中詰材の支持力の発現が抑制されたためと考えられる。なお、鋼製棒

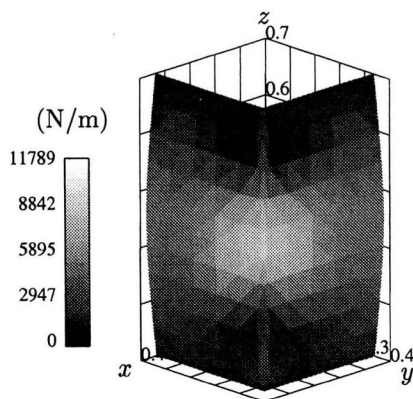


図-13 金網の水平方向巨視的面内応力の分布状況（鋼製枠を有する場合）

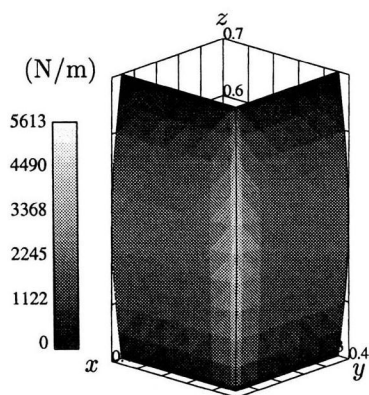


図-14 金網の水平方向巨視的面内応力の分布状況（鋼製枠を有しない場合）

の強度は変形の進行と共に漸減して行くが、逆に中詰材への作用力は増加して行くので、鋼製組立網全体としての強度は次第に増加する。

次に、中詰材の変形量を見る一つの目安として、上面変位が 2cm の時点において、塑性体積ひずみが 2% 以上に達している領域の分布を図-11, 12 に示す。図-11 は鋼製枠を有している場合、図-12 は有していない場合である。これらの図より、中詰材が大きく変形している領域は、金網が側方に大きくたわんでいる高さ方向中央部付近に分布していることがわかる。また、その分布範囲は、鋼製枠を有する場合の方が広く、特に鉛直丸棒に沿う領域で上下方向に幅広く分布している。このことより、鋼製枠の座屈に伴い、中詰材がそれに追従するかたちで大きく変形している様子が窺える。

鋼製枠を有する場合と有しない場合の、側面の金網に作用している水平方向巨視的面内応力の分布の様子をそれぞれ図-13, 14 に示す。なお、図は鋼製組立網上面が 2cm 変位した時点でのものである。鋼製枠が存在する通常のケースでは、それを構成している鉛直の丸棒の座屈に伴い、その近傍の金網に局部的に大きな応力（11800N/m）が発生している。一方、鋼製枠を有しない場合においては、図-10 に示したように中詰材の強度は相対的に高いものの、金網の作用力は最大で 5600N/m であり、鋼製枠を有する場合の約 1/2 となっ

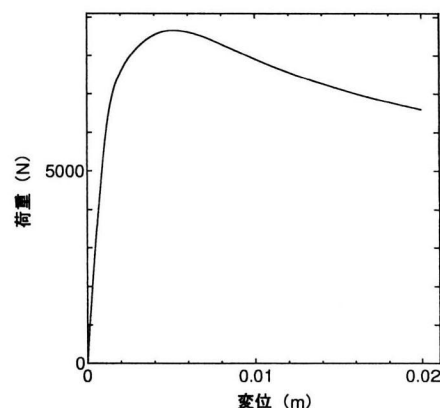


図-15 鋼製枠単位での荷重－変位曲線

ている。なお、金網は鉛直方向に圧縮変形を受けているため、上下列線間の接触は解放されており、その方向に巨視的応力は発生していない。

以上より、鋼製枠の存在は、鋼製組立網全体の初期剛性と強度の発現に大きく寄与している一方、座屈によるその局部的に大きな変形は、金網に大きな巨視的応力を発生させ、さらに中詰材の強度発現を遅らせていることがわかる。

最後に、鋼製枠単体の解析で得られた荷重－変位曲線を図-15 に示す。なお設定した初期たわみは上の解析と同じく 2cm とした。図より、その強度は 10kN にもみえないことがわかる。解析における鋼製組立網全体としての最大強度は 70kN に達し、そのほとんどが鋼製枠に作用していたものであることより、金網の存在が鋼製枠の座屈強度を大幅に向上させていることがわかる。このことより、金網は中詰材の側方変形を拘束し、その強度を発現させるために必須であるばかりでなく、鋼製枠の補強としても大いに役立っていることが明らかになった。

5. おわりに

鋼製枠・金網・中詰材から構成される鋼製組立網全体の力学解析を目的に、三次元解析手法を作成した。解析法の構成に当たり、鋼製枠は三次元弾塑性はりモデルにより、金網は弾塑性膜モデルにより与え、有限変位理論の下に定式化を行った。一方、中詰材は大変形理論に基づき、三次元弾塑性連続体によりモデル化した。鉛直載荷実験を対象に、ここに構成した手法による解析と実験との比較を行った。その結果、鋼製組立網全体の強度については、実験に比べ解析が大きな値を与えたものの、初期剛性や鋼製枠座屈後の定性的挙動においては実験に対応する結果を得ることができた。これらの解析を通し、鋼製組立網の初期剛性と強度とは主に鋼製枠の存在によるものであること、金網の役割は中詰材の側方拘束だけでなく、鋼製枠の補強にあること、中詰材の強度は金網からの拘束力により発現するが、それは鋼製枠の座屈変形により低減されること、などが明らかになった。

今後は、中詰材と金網との間に作用する摩擦力の評価とその強度への影響、鉛直方向と水平方向の荷重とが同時に作用する場合の挙動などについてさらに検討して行きたい。

参考文献

- 1) 阿部和久, 深谷克幸: 鋼製組立網に用いられる金網の弾塑性解析, 土木学会論文集, No.633/I-49, 205-215, 1999.
- 2) 阿部和久, 小嶋里志, 深谷克幸: 鋼製組立網に用いられる金網の面外変形解析: 構造工学論文集, Vol.47A, 147-154, 2001.
- 3) 吉田裕, 増田陳紀, 松田隆: 薄板で構成される立体構造の弾塑性・大変位離散化要素解析法, 土木学会論文報告集, 第 288 号, 41-55, 1979.
- 4) 伊藤一雄, 香月智, 石川信隆, 阿部宗平: 締固め効果を考慮した礫中詰材のせん断抵抗力推定法と砂防ダム設計への応用, 土木学会論文集, No.570/I-40, 187-201, 1997.
- 5) Hirai, H., Yanagisawa, E. and Satake, M.: Elastic-plastic constitutive models for the behavior of sand, Proc. of JSCE, No.343, 255-265, 1984.
- 6) 若井明彦, 鶴飼恵三: 単杭の水平挙動解析に用いる砂の 3 次元構成則の検討, 土木学会論文集, No.589/III-42, 369-374, 1998.
- 7) 久田俊明, 野口裕久: 非線形有限要素法の基礎と応用, 丸善, 1995.
- 8) 吹井知成: せん断試験による粗骨材の挙動に関する研究, 新潟大学大学院修士論文, 2002.
- 9) Thompson, J.M.T. and Hunt, G.W.: A general theory of elastic stability, John Wiley & Sons, 1973.

(2002年9月13日受付)