

アンカーの緊張力保持技術に関する研究

山本彰¹・鳥井原誠¹

¹正会員 工修 (株)大林組 技術研究所 (〒204-8558 東京都清瀬市下清戸4-640)

本論文では、グラウンドアンカー工の頭部に皿ばねを配置することによって、アンカー緊張力を保持する技術の効果と適用性を明らかにするためアンカー緊張力緩和実験とアンカーを設置した斜面模型実験を実施した。また、地盤を粘弾性体と仮定したアンカー緊張力の予測法を示すとともに、模型実験結果によってその妥当性を検証した。その結果、アンカー頭部に皿ばねを設置した場合の緊張力低下量は皿ばねを設置しない場合のその1/3~1/2程度に抑制されるという結果が得られ、その効果と適用性が確認できた。また、地盤を粘弾性体と仮定した緊張力の予測法は皿ばね設置の有無に係わらず、初期緊張後および再緊張後におけるアンカー緊張力の長期的な変化をよく表現できることが明らかとなった。

Key Words : anchorage, creep, prestress, coned disk spring, model test, visco-elastic model

1. はじめに

グラウンドアンカー（以下、アンカーと呼ぶ）は切土法面や自然斜面の安定化を図るために広く用いられており、緊張力を加えて斜面の安定化を図ることが多い。しかし、地盤に打設されたアンカーの緊張力は地盤の沈下および変形、アンカー体と地盤の間のクリープ、テンドンと注入材の間のクリープ、テンドンのリラクゼーションなどが原因で、時間の経過とともに低下することが知られている^{1), 2)}。このため、緊張力を加えたアンカー（締め付け効果を期待したアンカー）を安定対策工として用いた斜面では、緊張力の低下が打設されたアンカーの維持管理における課題の1つになっている。特に、アンカーとすべり面のなす角度が垂直に近いほど、緊張力の低下は斜面全体の安定性に大きな影響を与えることになる。

アンカー緊張力の長期的な計測結果に関する報告はいくつかなされている。軟岩に打設されたアンカーにおいて残存引張り力が1ヶ月間で70~80%まで減少したという新聞の報告³⁾がある。また、朝日ら^{1), 4)}は、施工後5~10年経過したアンカーの健全性を調べるため、残存引張り力の調査を行っている。その結果によれば、初期緊張力に対して残存引張り力が80%以下のものが61.8%であったと報告している。さらに、野口ら⁵⁾は神戸層に定着したアンカーの残存引張り力は1ヶ月間で40%程度に減少したと報告している。一方、山根ら⁶⁾はアンカーのクリープとリラクゼーションを分離して計測することを室内実験によって試みており、リラクゼーションに伴う応力緩和率の最大値は

約9%、クリープに伴う緊張力低下率は約6%であったと報告している。

また、長期的な緊張力の変化として温度変化によるものがある。清水らは⁷⁾斜面に打設した長さ17.5m、設計アンカー力441kNのアンカーの緊張力を2年間計測しており、1℃当たりの緊張力の変化は約0.7kNであったと報告している。一方、鷹野⁸⁾の報告によれば、法枠を配置した場合の温度変化に伴うアンカー緊張力の変化は緊張力490kNに対して29.4~78.4kNであったと述べている。このようにアンカーの緊張力は時間の経過とともに大きく低下することや温度変化の影響を受けることが知られている。

このような長期的な緊張力の変化に対し、我が国では明確な管理基準等は設けられていないが、FIP⁹⁾やBSI¹⁰⁾では設計アンカー力に対して10%以上の緊張力低下が生じた場合にはその原因を分析すべきであると述べている。しかし、アンカー緊張力を長期的に保持するための技術的な研究開発は、ほとんどなされていないのが現状である。このため、緊張力の低下対策としては定着時に設計アンカー力を割り増した緊張力を与えるか、あるいは再緊張を実施しているのが現状である。しかし、割り増した緊張力を長期的に加えることは、アンカー体や法面工などに過大な負担を強いることになる。

そこで、この論文ではアンカー頭部に皿ばねを設置して緊張力を保持する技術（緊張力保持技術）における皿ばねの効果と適用性について検討するため、アンカー緊張力緩和実験（以下、緊張力緩和実験と呼ぶ）とアンカーを設置した斜面模型実験を実施した。

また、地盤を粘弾性体としてモデル化することによって地盤変位を考慮し、皿ばねを設置しない場合および皿ばねを設置した場合の初期緊張後と再緊張後のアンカー緊張力を予測する方法を示すとともに、模型実験結果に対する解析によってその妥当性を検証した。なお、アンカー頭部に設置する皿ばねは非線形な荷重とたわみの関係を示す円盤状のばねであり、ボルトの座金、クラッチばね、プレスの緩衝ばねなど機械分野で多く使用されており¹²⁾、建設分野では建築物の免震装置などに利用されている¹³⁾。

2. アンカーの緊張力保持技術の概要

図-1はアンカー頭部に皿ばねを設置した場合と皿ばねを設置しない場合のアンカーの頭部構造を模式的に示しており、皿ばねは2枚の定着板（定着板Uと定着板L）の間に設置する。皿ばねは緊張力や必要変位量に応じて形状や重ね合わせの枚数を変化させる。図-2は皿ばねの基本的な形状を示しており、その荷重と変位の関係は皿ばねの外径 D_o 、内径 D_i 、板厚 s 、高さ H によって決まる。図-3は皿ばねを設置したアンカーの緊張力低下の抑制機構を模式的に示したものであり、縦軸はアンカー緊張力および皿ばねに作用する荷重、横軸は変位を示している。

たとえば、図-1においてアンカー緊張後、 Δu_g の地盤変位が生じた場合を考える。図-3の矢印は皿ばねを設置した場合と皿ばねを設置しない場合の緊張力の低下経路を示しており、皿ばねを設置しない場合には地盤変位 Δu_g に伴って ΔP_a だけ緊張力が低下する。一方、同じ地盤変位に対して皿ばねを設置した場合の緊張力低下量は ΔP_{sa} となる。したがって、同じ地盤変位に対して皿ばねを設置した場合の緊張力低下量は皿ばねを設置しない場合のそれに比べ $(\Delta P_a - \Delta P_{sa})$ だけ小さくなる。これは地盤変位 Δu_g のうち、 $(\Delta u_g - \Delta u_u)$ の変位分を皿ばねが吸収するためであり、これが皿ばねをアンカー頭部に設置した場合のアンカーの緊張力保持機構である。

3. 緊張力緩和実験

(1) 実験方法

図-4は緊張力緩和実験のうち、皿ばねを設置した場合の実験概要を示している。実験に用いた模擬地盤はカオリン粘土、セメント系固化材と水を重量比1:1:1の割合で混合し作製した。模擬地盤は直径200mm、高さ500mmの円柱形であり、模擬地盤の一軸

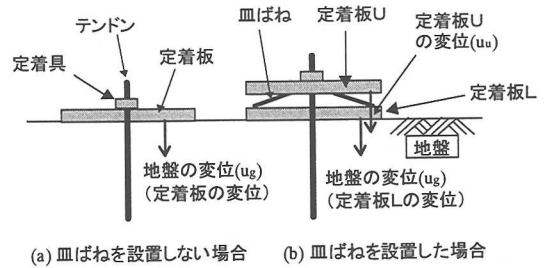


図-1 皿ばねの設置方法の模式図

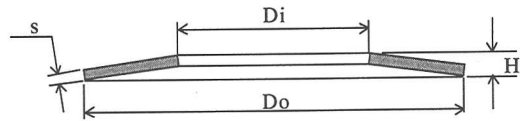


図-2 皿ばねの断面形状

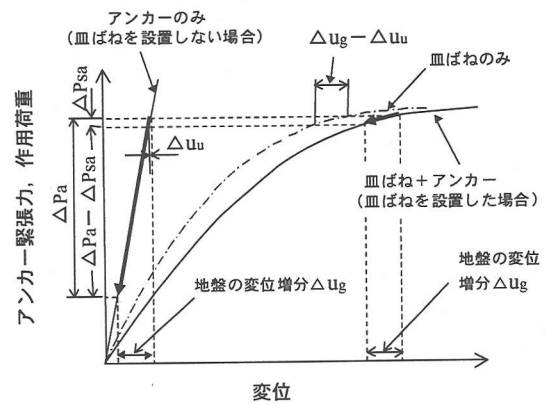


図-3 アンカー緊張力と変位の関係

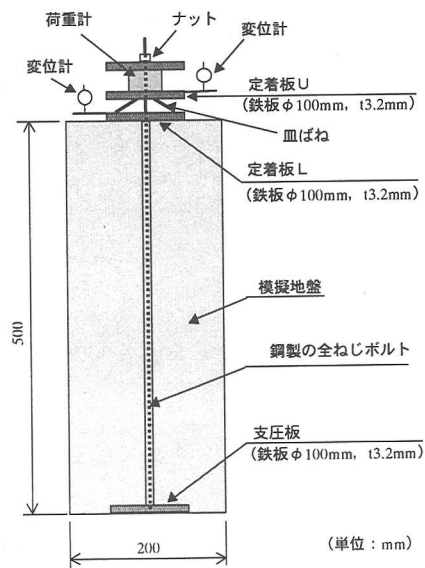


図-4 緊張力緩和実験供試体の概要 (皿ばねを設置した場合)

圧縮強度は230kPaである。模擬地盤の中心には軸方向にアンカー tendon に見立てた鋼製の全ねじボルト（断面積 14.2mm^2 ）を設置しており、ボルトと模擬地盤が直接接触しないようボルト周辺には油粘土（厚さ3mm程度）を付着させている。ボルトの下端部には支圧板として直径100mm、厚さ3.2mmの鉄板を設置しており、頭部にも同じ鉄板を定着板として設置し、ナットで締め付けてアンカーに緊張力を加える構造となっている。実験ケースは皿ばねを設置しない場合（皿ばね無し）と皿ばねを設置した場合（皿ばね有り）の2ケースである。皿ばねは図-4に示しているように2枚の定着板で挟むように設置している。実験に用いた皿ばねの寸法は外径 $D_o=68\text{mm}$ 、内径 $D_i=34\text{mm}$ 、板厚 $s=1.6\text{mm}$ 、高さ $H=3.8\text{mm}$ で、材質はばね鋼SK5である。実験に当たっては皿ばねを1枚設置した。

実験では初期緊張力として2.55kNの緊張力を与え、ボルトの緊張力の低下を荷重計によって計測するとともにボルト頭部に設置した定着板の変位を計測した。なお、皿ばね有りの場合には皿ばねを挟む上下の定着板の変位を計測している。実験は室温5度、湿度43%で一定になるよう設定された恒温恒湿の実験室で実施した。

(2) 実験結果

図-5は各実験ケースにおける緊張力の経時変化を示しており、明らかに皿ばねを設置することによって緊張力の低下が抑制されていることが分かる。この図から、皿ばね無しの場合の400時間後における残存引張り力は0.70kN、緊張力の低下量は1.85kNであり、初期緊張力（2.55kN）に対する400時間後の残存引張り力の割合は27%となっている。一方、皿ばね有りの場合の残存引張り力は2.04kN、緊張力の低下量は0.51kNであり、初期緊張力に対する400時間後の残存引張り力の割合は80%となっている。また、これらの計測結果から、皿ばね有りの場合の緊張力低下量は皿ばね無しの場合のその1/3.6となっており、アンカー頭部に皿ばねを設置することはアンカー緊張力を保持する上で極めて有効と考えられる。

次に、図-6は各実験ケースのアンカー緊張後における定着板の変位の経時変化を示している。この図から、皿ばね有りの場合の定着板Uと定着板Lの変位は大きく異なっており、この定着板の変位の差が皿ばねによって吸収された供試体の沈下に伴う変位分である。これが2.で述べた地盤のクリープによる変形を皿ばねが吸収し、その結果アンカー緊張力の低下が抑制されるという皿ばねによるアンカーの緊張力保持機構である。なお、皿ばね有りの場合の

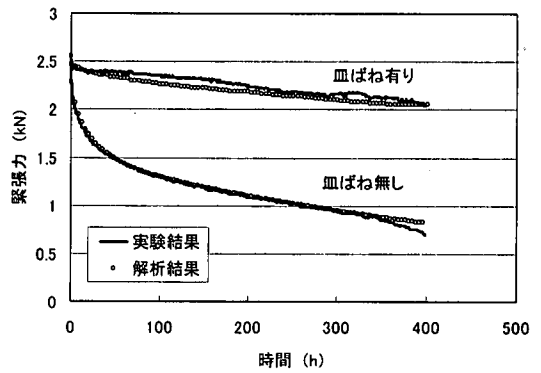


図-5 緊張力の経時変化図（緊張力緩和実験）

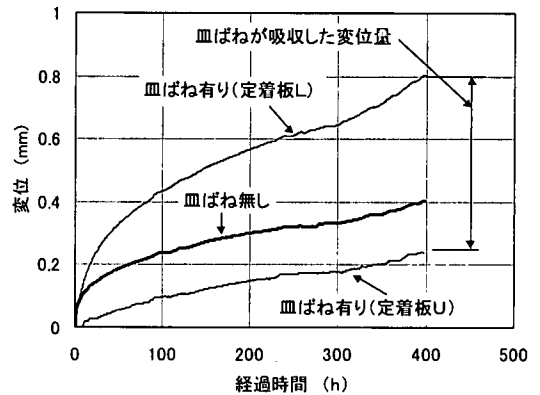


図-6 定着板変位の経時変化図（緊張力緩和実験）

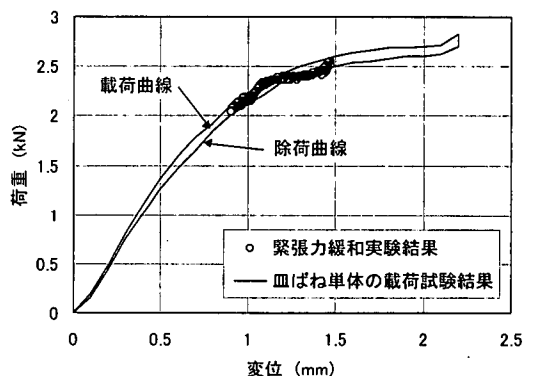


図-7 皿ばねの特性曲線と緊張力低下時の荷重～変位関係

定着板Lの変位は皿ばね無しの場合の定着板の変位に比べ大きな値を示しているが、これは皿ばね有りの場合には緊張力の低下が小さく、大きな緊張力が保持されるためである。

図-7は皿ばね単体の載荷試験で得られた特性曲線を示しており、図中には緊張力緩和実験で得られた緊張力低下時における皿ばねの荷重と変位の関係を

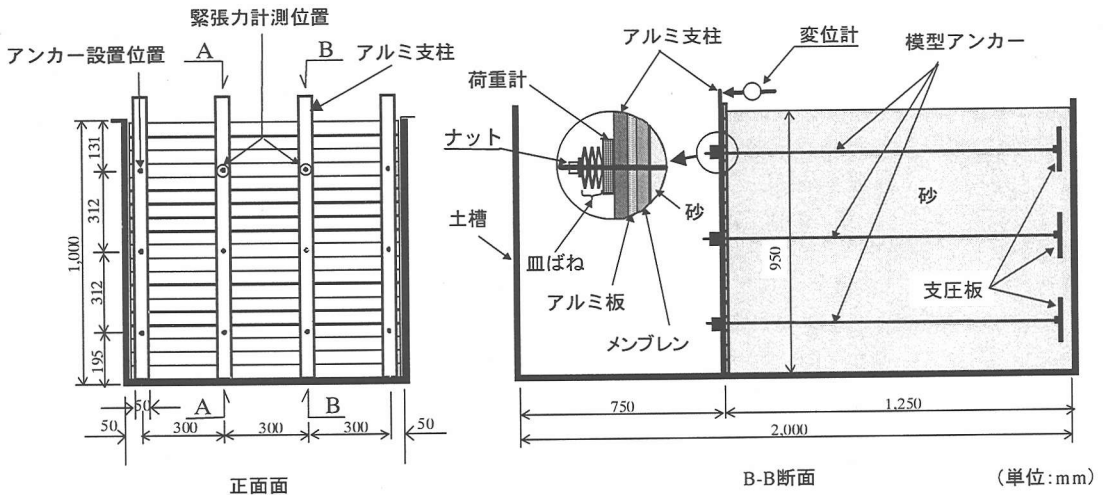


図-8 斜面模型実験の概要

併せて示している。なお、緊張力低下時の皿ばねの変位は図-4の定着板Uと定着板Lの相対変位として求めた。この図から、緊張力低下時の皿ばねの荷重と変位の関係は皿ばねの特性曲線に沿って低下しており、皿ばねの特性曲線の勾配の緩い部分で変化している。このように、皿ばねの特性曲線の接線勾配の小さい領域を利用することがこの技術を有効に活用する上で最も重要となる。このことはアンカーテンドン（今回の実験では全ねじボルト）をばね定数 k_a 、皿ばねをばね定数 $k_s(u)$ と表した場合、アンカーテンドンと皿ばねからなる全体のばね定数 $k(u)$ が次式で表されることから容易に理解できる。

$$\frac{1}{k(u)} = \frac{1}{k_a} + \frac{1}{k_s(u)} \quad (1)$$

4. 斜面模型実験

(1) 実験方法

図-8は斜面模型実験の概要を示しており、B-B断面に配置したアンカーにのみ皿ばねを設置している。実験に用いた土槽は長さ2,000mm、高さ1,000mm、幅1,000mmの鋼製土槽である。模型斜面は高さ950mmの鉛直法面であり、空中落下法と振動締固めにより相対密度が80%になるよう地盤を作製した。なお、実験に用いた砂試料は0.85mmのふるいを通過した岐阜砂であり、その物理的性質は粒子密度 25.67 kN/m^3 、粗砂分5.8%、細砂分93.5%、シルト分0.7%、最大乾燥密度 15.60 kN/m^3 、最小乾燥密度 12.53 kN/m^3 である。法面工は厚さ0.5mmのメンブレンに長さ995mm、幅48mm、厚さ

1.0mmのアルミ板を張付けた材料と縦方向に配置した幅50mm、厚さ10mm、長さ1,050mmのアルミ支柱4本で構成されている。模型アンカーとしては厚さ0.2mm、幅8mm、長さ1,000mmのリン青銅板を用いており、両端部は全ねじボルトをろう付けてナット締めできる構造となっている。アンカー定着部には厚さ2.0mmの正方形（15cm×15cm）の鉄板を支圧板として設置している。なお、模型斜面の幾何学的スケールとアンカーの剛性（断面積×弾性係数）は、実斜面に対する相似率が約1/15になるよう設定した。実験に当たっては模型斜面の安定計算から求めたアンカー緊張力を初期緊張力（180N）として与え、初期緊張約20時間後に緊張力が180Nになるよう再緊張力を加えた。実験ではA-A、B-B断面の最上段に設置したアンカーの緊張力とアルミ支柱頭部の変位を計測した。実験に用いた皿ばねの寸法は外径 $D_o=12\text{ mm}$ 、内径 $D_i=6\text{ mm}$ 、板厚 $s=0.3\text{ mm}$ 、高さ $H=0.72\text{ mm}$ であり、材質はばね鋼SK5である。実験に当たっては皿ばね2枚重ねを1組みとして（並列に2枚）、図-8に示すように凸面が交互になるよう6組（直列に6枚）設置した。実験は恒温恒室設備のない実験室内で11月～1月に実施した。

(2) 実験結果

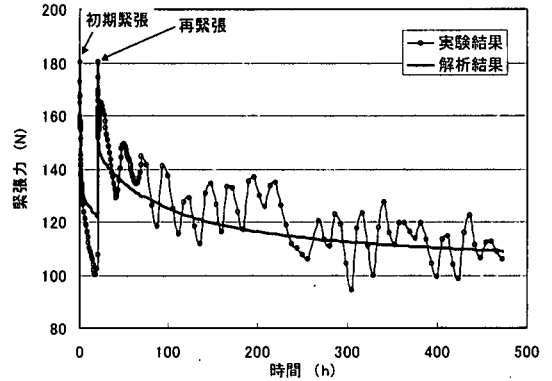
図-9は斜面模型実験で得られたアンカー緊張力の経時変化を示しており、実験では初期緊張から約20時間後に再緊張している。

初期緊張時（0～20時間の間）の変化に着目すると、皿ばね無し場合の緊張力は緊張直後に大きく低下し、その後も継続的に大きな低下が見られる。皿

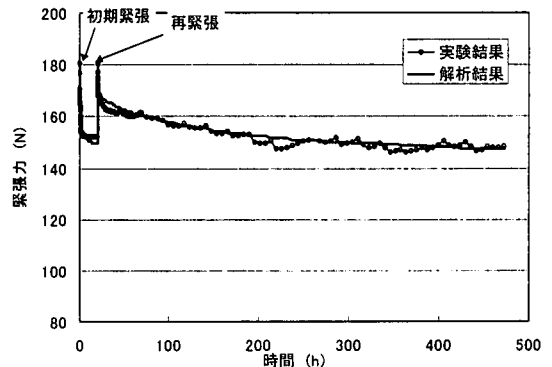
ばね無しの場合の初期緊張から20時間後における残存引張り力は100N、緊張力の低下量は80Nであり、初期緊張力に対する残存引張り力の割合は56%となっている。一方、皿ばね有りの場合の緊張力は緊張直後に大きく低下しているものの、その後はほとんど低下していない。皿ばね有りの場合の初期緊張から20時間後における残存引張り力は149N、緊張力の低下量は約31Nであり、初期緊張力に対する残存引張り力の割合は83%となっている。これらの結果から、皿ばねを設置することによって初期緊張力に対する残存引張り力の割合は56%から83%に増加しており、皿ばね有りの場合の緊張力低下量の皿ばね無しの場合のそれに対する比は1/2.6となっていることから、初期緊張後の緊張力の時間的変化に対して皿ばねの緊張力の保持効果がよく発揮されていることが分かる。

次に、再緊張後（20～480時間）の変化に着目すると、皿ばね無しの場合の緊張力は大きく低下し、緊張力はその後も10%を越える周期的な変動を繰り返しながら大きく低下している。この緊張力の周期的な変化は実験を恒温恒湿設備のない実験室で11月から1月に実施したため、温度変化による影響を受けたものと考えられる。皿ばね無しの場合の再緊張から460時間後（初期緊張から480時間後）における残存引張り力は110N（平均値）、緊張力の低下量は70Nであり、初期緊張力に対する残存引張り力の割合は61%となっている。一方、皿ばね有りの場合の緊張力は再緊張直後に大きく低下し、その後もなだらかに低下しているが、その低下量は皿ばね無しの場合に比べかなり小さくなっている。また、温度変化に伴う緊張力の変化は非常に小さくなっており、温度変化に伴う緊張力の変動に対しても皿ばねは有効に作用している。皿ばね有りの場合の再緊張から460時間後における残存引張り力は147N、緊張力の低下量は33Nであり、再緊張力に対する残存引張り力の割合は82%となっている。これらの結果から、皿ばねを設置することによって再緊張力に対する残存引張り力の割合は61%から82%に増加し、皿ばね有りの場合の緊張力低下量と皿ばね無しの場合のそれとの比は1/2.1となっている。したがって、再緊張後においても皿ばねによる緊張力の保持効果がよく発揮されているといえる。

図-10は初期緊張直後の変位を0として、アルミ支柱頭部に設置した変位計の計測結果を示しており、正が法面工前面方向を示している。この図から、法面工はいずれも初期緊張後緊張力の低下とともに前面側に変位しており、その変位量は皿ばね有りの場合に比べ皿ばね無しの場合の方が大きくなる傾向が見られる。また、再緊張時の法面変位は皿ばね有りの場合に比べ、皿ばね無しの場合の方が大きくなっている。これは皿



(a) 皿ばね無し



(b) 皿ばね有り

図-9 緊張力の経時変化図（斜面模型実験）

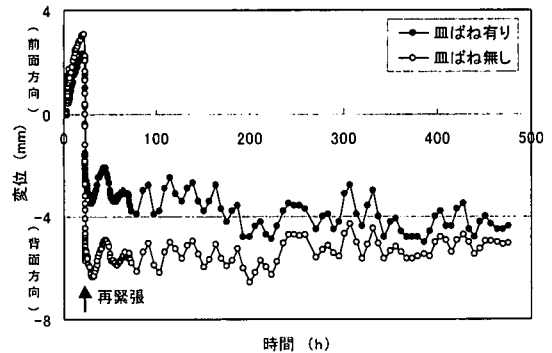


図-10 法面工変位の経時変化図（斜面模型実験）

ばね有りの場合には初期緊張後の緊張力低下量が小さいため、再緊張する際に加えるべき緊張力増分が皿ばね無しの場合に比べ少なくなるからである。なお、緊張力の低下は地盤のクリープ変形に伴って生じると考えられることから、図-9のように緊張力が低下する場合、法面工は背面側に変位すると考えられるが、図-10では緊張力低下時に前面側に変位している。これは

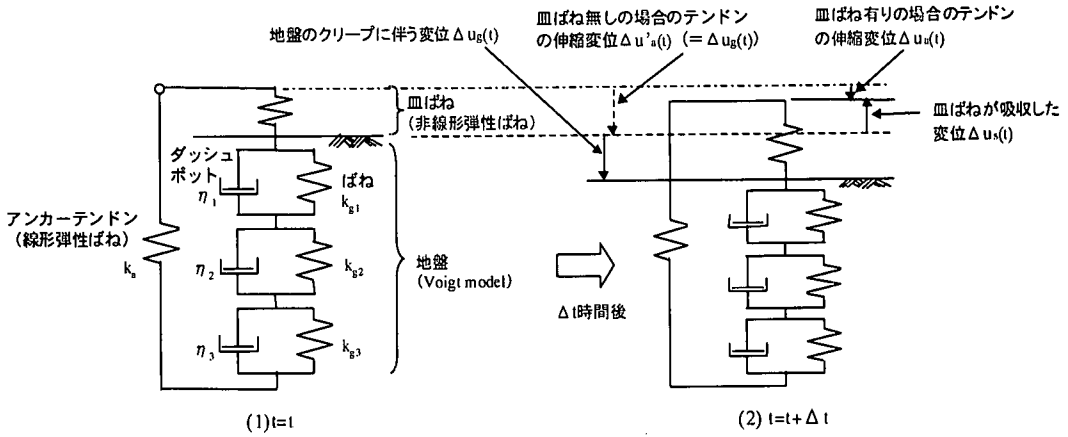


図-11 緊張力予測のための粘弾性モデル、および地盤のクリープに伴う各要素の変位増分

法面工の変位にはアンカーを含む（支圧板を含む）全体の変位（法面工前面側への変位）と、アンカー緊張力に伴う法面工と支圧板の間のクリープ変位があり、初期緊張後は後者に比べ前者の方が大きかったためと考えられる。

次に、再緊張後の変位は皿ばね無しの場合の緊張力の変化と同様に周期的な変化を示している。これは主に気温の変化によって模型アンカーが伸縮し、その結果緊張力が周期的に変化したものと考えられる。また、皿ばね有りの場合の再緊張後の法面変位は背面側に生じる傾向を示しているのに対し、皿ばね無しの場合には前面側に生じる傾向を示している。これは先にも述べたように法面工の変位にはアンカーを含む全体の変位と、アンカー緊張力に伴う法面工と支圧板の間のクリープ変位があり、皿ばね有りの場合には大きな緊張力が保持されるために前者に比べ後者の方が大きくなり、皿ばね無しの場合には緊張力の低下が大きいため前者に比べ後者の方が小さくなったためと考えられる。

これらのことから、アンカー頭部に設置した皿ばねは地盤のクリープや温度変化に伴うアンカーの伸縮変位を吸収し、緊張力を保持することが分かる。

5. 粘弾性モデルによる緊張力の予測

アンカー頭部に設置する皿ばねの設計に当たっては皿ばねの作用荷重と必要変位量を与える必要がある。皿ばねの作用荷重については設計アンカー力によって与えられる。一方、皿ばねの必要変位量についてはアンカー緊張力の低下の原因となる地盤の変形等を予測する必要があることから非常に難しい。そこで、地盤を粘弾性体と仮定し、まず皿ばねを設置しない場合の

アンカー緊張力の計測データを基に地盤のクリープ関数を求めた。次に、得られたクリープ関数を用いて皿ばねを設置した場合のアンカー緊張力および再緊張後の緊張力の変化を予測することを試みた。さらに、模型実験結果に対して、この手法を適用しその妥当性を検証した。

(1)粘弾性モデルによる緊張力の予測方法について

アンカー緊張力の予測に当たってはアンカー tendon を線形弾性体、地盤を粘弾性体、皿ばねを非線形弾性体と仮定した。また、粘弾性体としてはアンカーの緊張に伴う地盤の変形を予測する必要があることから、荷重を受けた場合の変形を表すのに都合のよい Voigt model を用いた¹⁰⁾。図-11は地盤を6要素の Voigt model、皿ばねとアンカー tendon をばね要素で表した粘弾性モデルであり、ある時刻から Δ 時間経過した後の地盤のクリープ変位増分、皿ばねの変位増分、 tendon の伸縮変位増分の関係を模式的に示している。

ある時刻におけるアンカー緊張力を $P_a(t)$ 、初期緊張後の tendon の伸縮変位を $u_{a0}(t)$ とすると、アンカー緊張力と変位の関係は次式で表すことができる。

$$P_a(t) = \{u_{a0} + u_s(t)\}k_a \quad (2)$$

ここに、 u_{a0} は初期緊張時における tendon の伸縮変位、 k_a は tendon のばね定数であり、次式で与えられる。

$$k_a = \frac{E_t A_t}{L_t} \quad (3)$$

ここに、 E_t は tendon の弾性係数、 A_t は tendon の断面積、 L_t はアンカー軸方向の長さであり、たとえば L_t としてアンカー自由長を与えることができる。

一方、アンカーが地盤に与える荷重を $P_R(t)$ とする

と、同時刻における地盤のクリープによる変位 $u_g(t)$ はVoigt modelを用いて次式で表すことができる。

$$u_g(t) = \int_0^t \varphi(t-t') \frac{dP_g(t')}{dt'} dt' \quad (4)$$

$$\varphi(t-t') = \sum_i \frac{1}{k_{gi}} (1 - e^{-(t-t')/\tau_i}) + \frac{1}{k_{g0}} + \frac{(t-t')}{\beta} \quad (5)$$

ここに、 $\varphi(t-t')$ はクリープ関数¹⁴⁾、 τ_i は遅延時間である。また、 k_{gi} は遅延時間 τ_i に対応する地盤のばね定数、 k_{g0} は瞬間弾性ばね定数、 β は粘性係数に対応する値であり、これらは次式で与えられる。

$$k_{gi} = \frac{A_g E_{gi}}{L_g}, \quad k_{g0} = \frac{A_g E_{g0}}{L_g}, \quad \beta = \eta \frac{A_g}{L_g} \quad (6)$$

ここに、 E_{gi} は各遅延時間 τ_i に対応する地盤の弾性係数、 E_{g0} は瞬間弾性係数、 η は粘性係数である。また、 A_g はアンカー定着部の面積、 L_g はクリープ変形を生じるアンカー軸方向の層厚であり、たとえば A_k として受圧板の面積、 L_g としてアンカー自由長を与えることができる。

一方、同時刻における皿ばねの荷重 $P_s(t)$ と変位 $u_s(t)$ の関係は弾性論に基づく近似解としてアルメンらによって求められており、次式で表される¹⁵⁾。

$$P_s(t) = \frac{4E_s}{1-\nu^2} \frac{s^4}{C_i D_o^2} \frac{u_s(t)}{s} \left[\left\{ \frac{h}{s} - \frac{u_s(t)}{s} \right\} \left\{ \frac{h}{s} - \frac{u_s(t)}{2s} \right\} + 1 \right] \quad (7)$$

ここに、 E_s は弾性係数、 ν はポアソン比、 s は板厚、 D_o は外径、 D_i は内径、 C_i は皿ばねの外径と内径の比($=D_o/D_i$)で決定される定数、 h は皿ばねの有効高さ($h=H-s$)である。なお、参考資料としてアルメンらによる式(7)の誘導過程を付録に示す。

アンカー緊張力の予測解析に当たって、皿ばねを設置しない場合および皿ばねを設置した場合の荷重と変位が満足すべき条件は以下の通りである。

①皿ばねを設置しない場合

$$-P_a(t) = P_k(t) \quad (8)$$

$$\Delta u_a(t) = \Delta u_k(t) \quad (9)$$

②皿ばねを設置した場合

$$-P_a(t) = P_k(t) = P_s(t) \quad (10)$$

$$\Delta u_a(t) = \Delta u_k(t) + \Delta u_s(t) \quad (11)$$

ここに、 $\Delta u_a(t)$ 、 $\Delta u_k(t)$ 、 $\Delta u_s(t)$ はある時刻 t における時間増分 Δt に対する地盤のクリープの変位増分、皿ばねの変位増分、テンドンの変位増分である。

緊張力の予測解析に当たってはまず、ある時間 t において Δt 時間の間に生じる地盤のクリープ変位 $\Delta u_g(t)$ を式(4)を用いて求める。次に、皿ばねを設置した

表-1 緊張力緩和実験および斜面模型実験の解析に用いた定数

パラメータ		緊張力緩和実験	斜面模型実験	
模型アンカー	断面積 A_a (mm ²)	14.2	0.016	
	弾性係数 E_a (MPa)	205,800	102,900	
	長さ L_a (mm)	500	1000	
皿ばね	ばね係数 k_a (N/mm)	5844.7	1.646	
	ポアソン比 ν	0.3	0.3	
	弾性係数 E_s (MPa)	205,800	205,800	
	α	0.69433	0.69433	
	外径 D_o (mm)	68.0	12.0	
	内径 D_i (mm)	34.0	6.0	
	板厚 s (mm)	1.6	0.30	
	高さ H (mm)	3.8	0.72	
	直列枚数	1	6	
	並列枚数	1	2	
クリープ関数	遅延時間 (hour)	τ_1	5	1.5
		τ_2	40	60
		τ_3	10,000	300
	ばね定数 (N/mm)	k_{s1}	65333.3	700.0
		k_{s2}	15076.9	700.0
		k_{s3}	251.3	490.0

い場合には式(2)、(8)、(9)を用いて、アンカー緊張力を算定する。一方、皿ばねを設置した場合には式(10)、(11)を満足するように式(2)、(7)を用いてアンカー緊張力を求める。アンカー緊張力の経時的な変化は各時間ステップ毎に同様な計算を繰り返すことによって求めることができる。

(2) 模型実験結果に対するシミュレーション解析

解析の目的は緊張力の時間的な変化を予測することにある。このため、緊張後30分間の緊張力の変化を地盤の即時変形に伴うものとし、緊張後30分以降の緊張力を対象に時間的な変化を予測することとした。そこで、地盤を表す粘弾性体としては、6要素のVoigt modelを用いることとした。なお、即時変形と考える時間については特に定められた方法が存在しないことから、以下の点を考慮し30分間とした。

- ・緊張力と時間の関係がほぼ線形関係にあると考えられる範囲内で設定する。
- ・初期の緊張力の変化が大きい場合にはできるだけ即時変形の時間を長くした方が、即時変形後の計測値と解析値は一致しやすい。
- ・緊張力の時間依存性を表現するためには即時変形として考える時間をできるだけ短くした方がよい。

図-5は緊張力緩和実験についての解析結果を実験結果と併せて示している。表-1は解析に用いた解析定数を示している。粘弾性モデルにおける遅延時間はアンカー緊張力の経時変化を基に赤木らの方法¹⁶⁾を用いて推定し、各遅延時間に対する弾性係数は皿ばね無しの場合の緊張力の経時変化に合うように設定した。その後、同じ解析定数を用いて皿ばね有りの場合の緊張力の経時変化を算定した。この図から、皿ばね有りの場

合の解析結果と実験結果はよく一致している。したがって、皿ばね無しの場合のアンカー緊張力の計測結果から求めたクリープ関数を用いることによって、皿ばね有りの場合の緊張力の変化はほぼ予測できると考えられる。

次に、斜面模型実験結果に対する解析結果を示す。なお、緊張力緩和実験は恒温恒湿の実験室で実施したため、計測結果は気温の変化の影響をほとんど受けていない。しかし、斜面模型実験は恒温恒湿設備のない実験室で実施したため、図-9からも分かるように気温の変化の影響を強く受けている。そこで、まず模型アンカーと同じ材料に貼り付けたダミーゲージの計測値を用いて温度補正のための関数を求めた。図-12は皿ばね無しの場合の再緊張後の緊張力の変化とダミーゲージの計測値との関係を示しており、ほぼ線形関係となっている。なお、縦軸の緊張力Pは図-13に示しているように計測された緊張力と温度変化に伴う各周期の緊張力の平均値の差で与えた。この結果から、温度補正は次式によって行った。

$$\text{補正後の緊張力} = \text{補正前の緊張力} - 0.7272 \times 10^6 \times (\text{ダミーゲージの値})$$

次に、計測データを温度補正した後、皿ばね無しの場合の初期緊張後20時間のデータを用いてクリープ関数を求め、皿ばね有りの場合および再緊張後のアンカー緊張力を推定した。

図-14は補正前と補正後の緊張力、および補正後の値について求めたクリープ関数を用いて算定した緊張力の経時変化を示している。なお、図-14の補正前の計測データに周期的な変化が見られないのは、緊張力の変化が2時間周期であるのに対し、再緊張までの時間が20時間であったためである。また、図-9にはクリープ関数を用いて求めた皿ばね無しの場合の再緊張後の緊張力の解析結果を実験結果と併せて示している。実験結果は気温変化の影響を受けて周期的に変動しているものの、解析結果は実験結果とよく対応している。一方、図-10には同じクリープ関数を用いて皿ばね有りの場合の解析結果を実験結果と併せて示しているが、初期緊張後および再緊張後とも解析結果は実験結果とよく対応していると言える。

これらのことから、地盤を粘弾性体と仮定したアンカー緊張力の予測法は緊張力の時間的変化を予測するのに極めて有効であることが分かる。したがって、実施工に当たってはまず先行的に皿ばねを設置しないアンカーを打設し、その緊張力の計測結果を基に皿ばねの必要変位量を求めることができると考えられる。

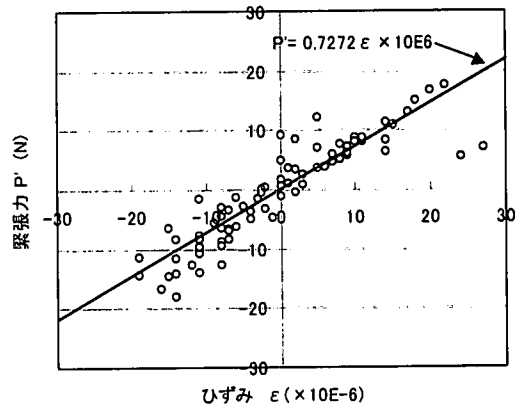


図-12 ダミーゲージのひずみと緊張力の関係

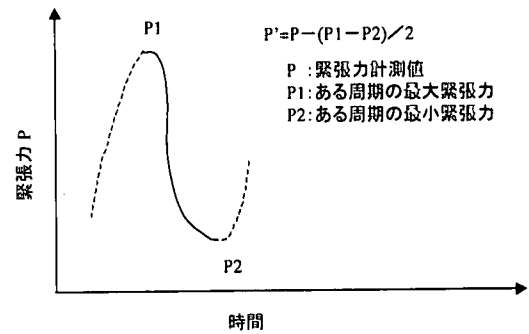


図-13 温度補正に用いたP'の算定方法の模式図

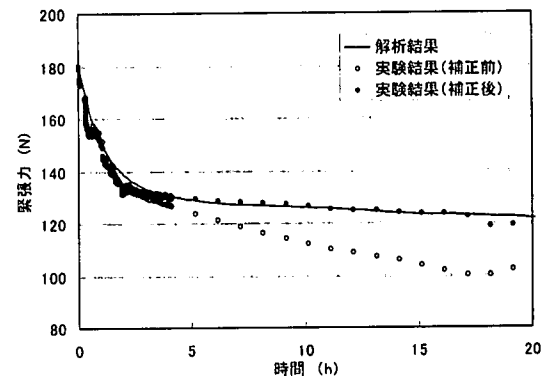


図-14 温度補正前後の計測結果と解析結果

6. おわりに

本論文では、グラウンドアンカー頭部に皿ばねを設置することによってアンカー緊張力を保持する技術を提案するとともに、その効果を検証するためアンカー緊張力緩和実験とアンカーを設置した斜面模型実験を実施した。また、地盤を粘弾性体と仮定したアンカー

緊張力の予測法を示すとともに、模型実験結果によってその妥当性を検証した。

その結果、以下の結論を得た。

- (1) アンカー頭部に皿ばねを設置するアンカーの緊張力保持技術の効果が適用性が緊張力緩和実験と斜面模型実験によって検証できた。これらの実験結果によれば、アンカー頭部に皿ばねを設置した場合の緊張力低下量は皿ばねを設置しない場合のその1/3~1/2程度に抑制されるという結果が得られた。
- (2) アンカー緊張力の低下要因となっている地盤のクリープによる変形を皿ばねが吸収し、その結果アンカー緊張力の低下が抑制されるという皿ばねを設置したアンカーの緊張力保持機構を模型実験によって明らかにすることができた。
- (3) アンカーを設置した斜面模型実験では、皿ばねを設置しない場合のアンカー緊張力は温度の変化によって10%以上変動するのに対し、皿ばねを設置した場合には温度変化による緊張力の変動はほとんど見られない。このことから、アンカー頭部に設置した皿ばねは温度変化に伴う緊張力の変動に対しても有効であると考えられる。
- (4) 地盤を粘弾性体と仮定した緊張力の予測法は皿ばねの設置の有無に係わらず、初期緊張後および再緊張後におけるアンカー緊張力の長期的な変化をよく表現できることが明かとなった。

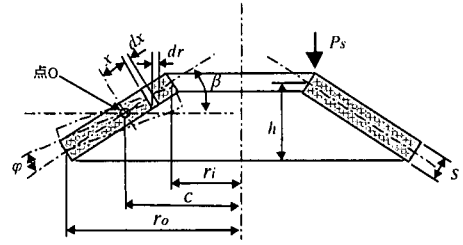
本論文では模型実験によってアンカー頭部に設置した皿ばねの緊張力保持技術の効果を実験的に検証することができた。今後は実斜面において効果の確認を行う予定である。

付録

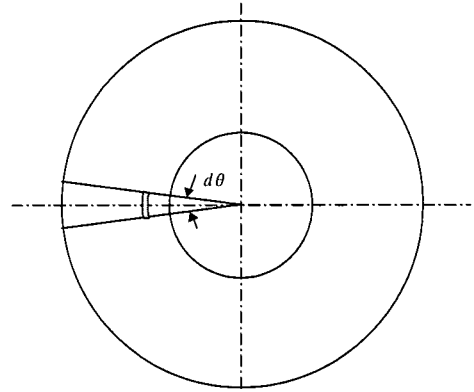
アルメンら¹⁵⁾は皿ばねが付図-1のような荷重を受けた場合、ばねの微小中心角 $d\theta$ をはさむ2平面で区切られた板(付図-2)が、点Oを中心として φ だけ回転を生じると考え、このときの円周方向の長さの変化によって生じる応力と板の曲率の変化によって生じる応力による点Oのまわりのモーメントの合計と、外力 P_s によるモーメントが等しくなるとして、皿ばねの荷重 P_s と変位 u_s の関係の近似解を誘導している。近似解の誘導に当たっては以下の仮定を設けている。

- ① 半径方向の応力は無視する。
- ② 皿ばねの変形時に断面形状は変化しない。
- ③ 断面の角変位 φ 、皿ばねの角度 β は小さい。
- ④ 負荷および支持は円周上一様な分布で行われる。

アルメンらは上記の仮定および半径方向のひずみを



付図-1 皿ばねの断面図



付図-2 皿ばねの平面図

無視できるとの仮定から、周長の変化に伴う点Oまわりのモーメント M_1 を次式のように求めている。

$$M_1 = \int_{c-r_o}^{c-r_i} dM_1 dx = \int_{c-r_o}^{c-r_i} \frac{E_s s d\theta \varphi (\beta - \varphi) \left(\beta - \frac{\varphi}{2} \right)}{(1-\nu^2)(c-x)} x^2 dx$$

$$= \frac{E_s s d\theta \varphi}{(1-\nu^2)} (\beta - \varphi) \left(\beta - \frac{\varphi}{2} \right)$$

$$\times \left\{ \frac{1}{2} (r_o^2 - r_i^2) - 2c(r_o - r_i) + c^2 \log \left(\frac{r_o}{r_i} \right) \right\} \quad (a1)$$

また、板の曲率の変化によって生じる応力による点Oのまわりのモーメント M_1'' は半径方向の曲げを無視できるとして、次式のように求めている。

$$M_1'' = \frac{E_s s^3 q d\theta}{12(1-\nu^2)} \int_{c-r_o}^{c-r_i} \frac{dx}{c-x} = \frac{E_s s^3 q d\theta}{12(1-\nu^2)} \log \left(\frac{r_o}{r_i} \right) \quad (a2)$$

一方、付図-1の断面における回転の中心点Oの皿ばね中心からの距離 c は、断面に作用する垂直応力の和は0であるとして、次式のように求めている。

$$\int_{c-r_o}^{c-r_i} \sigma_u s dx = \int_{c-r_o}^{c-r_i} \frac{E_s x \varphi \left(\beta - \frac{\varphi}{2} \right)}{(1-\nu^2)(c-x)} s dx$$

$$= c \log \left(\frac{r_o}{r_i} \right) + r_i - r_o = 0$$

$$\therefore c = \frac{r_o - r_i}{\log\left(\frac{r_o}{r_i}\right)} \quad (a3)$$

これらの結果から、円周方向の長さの変化によって生じる応力と板の曲率の変化によって生じる応力による点Oまわりのモーメント M_I は、式(a1)と式(a2)および式(a3)から、 M_I' と M_I'' の和として次式のように求めている。

$$M_I = M_I' + M_I'' = \frac{E_s \varphi d \theta}{1 - \nu^2} \left[\left\{ \frac{1}{2} (r_o^2 - r_i^2) - 2 \frac{(r_o - r_i)^2}{\log \frac{r_o}{r_i}} + \frac{(r_o - r_i)^2}{\log \frac{r_o}{r_i}} \right\} \times \left(\beta - \varphi \right) \left(\beta - \frac{\varphi}{2} \right) s + \frac{s^3}{12} \log \left(\frac{r_o}{r_i} \right) \right] \quad (a4)$$

次に、付図-1から外力 P_s による点Oまわりのモーメント M は次式のように与えられる。

$$M = \frac{P_s}{2\pi} d \theta (r_o - r_i) \quad (a5)$$

式(a4)と式(a5)から、 $M_I = M$ とし、

$$\frac{h}{r_o - r_i} = \beta, \quad \frac{u_s}{r_o - r_i} = \varphi, \quad \alpha = \frac{r_o}{r_i}, \quad D_o = 2r_o, \\ \frac{1}{C_1} = \pi \left(\frac{\alpha + 1}{\alpha - 1} - \frac{2}{\log \alpha} \right) \left(\frac{\alpha}{\alpha - 1} \right)^2 \\ \frac{1}{C_2} = \frac{\pi}{6} \log \alpha \left(\frac{\alpha}{\alpha - 1} \right)^2$$

とおき、実用上 $C_1 \cong C_2$ であることを考慮することによって、皿ばねの荷重 P_s とたわみ u_s の関係は最終的に次式のように得られている。

$$P_s = \frac{4E_s}{1 - \nu^2} \frac{s^4}{C_1 D_o^2} \frac{u_s}{s} \left\{ \left(\frac{h}{s} - \frac{u_s}{s} \right) \left(\frac{h}{s} - \frac{u_s}{2s} \right) + 1 \right\} \quad (a6)$$

参考文献

1) 土質工学会：土質工学会基準 グラウンドアンカー設計・施工基準、同解説、1990。

- 2) 高速道路調査会：斜面安定のためのアンカー工の計画・設計に関する研究(その3)報告書、1991。
- 3) 新関信、生田雄康、古山章一、東耕太郎：グラウンドアンカー緊張力の経時の変化、第29回土質工学研究発表会、pp.1787-1788、1994。
- 4) 朝日和雄、吉村雅宏、田山聡：グラウンドアンカー工の長期安定性に関する現地調査、第25回土質工学研究発表会、pp.1555-1556、1990。
- 5) 朝日和雄、吉村雅宏、田山聡、山田浩：グラウンドアンカー工の有効緊張力の変動に関する一考察、pp.888-889、1990。
- 6) 野口功、小寺重郎、高田穰之、大町武司：橋脚の岩盤定着に関する実験、土と基礎、Vol.18, No.2, pp.11-26、1970。
- 7) 山根仁、牛田智樹、鶴ヶ崎和博、軽部大蔵：グラウンドアンカーのクリープとリラクゼーションについて、第28回土質工学研究発表会、pp.2091-2092、1993。
- 8) 清水保、桑原洋、谷野謙吾、広中了：永久地盤アンカーの緊張力の経時変化に及ぼす温度の影響について、土木学会第49年次学術講演会、pp.902-903、1994。
- 9) 鷹野昭治：アンカー工法の現状と若干の問題点、地質調査、第3号、pp.2-10、1995。
- 10) Federation Internationale de la Precontrainte : Recommendations for the Design and Construction of Prestressed Ground Anchors, 1996。
- 11) British Standards Institution : British Standard Code of practice for Ground anchorages, 1992。
- 12) ばね技術研究会編：ばねの設計、丸善、p.211、1983。
- 13) 中村嶽：風荷重に対する横ずれ防止と地震動に対する減衰付与の効果を与える皿ばねダンパーの免震特性に関する研究、京都工芸繊維大学博士論文、pp.59-73、1999。
- 14) 山本三三三：物体の変形学、誠文堂新光社、pp.150-219、1972。
- 15) Almen, J. O. and Laszlo, A. : The Uniform-Section Disk Spring, Trans. ASME, 58, pp.305-314, 1936。
- 16) 赤木知之：レオロジーモデル定数の一決定法、土と基礎、Vol.25, No.3, pp.47-52、1977。

(2000.10.26 受付)

A PRESTRESS-MAINTAINING TECHNIQUE FOR GROUND ANCHORAGE

Akira YAMAMOYO and Makoto TORIIHARA

Two types of model tests have been performed on ground anchorages using coned disk springs to determine the applicability of this prestress-maintaining technique. One type was a reduction model test of anchorage load and the other was a slope model test with anchorages. This paper also proposes a long term anchorage working load prediction method using a visco-elastic model.

The reduction in anchorage working load with coned disk springs is one half to one third of the reduction in anchorage working load without coned disk springs. Long term anchorage working loads are obtained by the prediction method with and without coned disk springs.