熱を受けるテンダンのすべりを考慮した張力再配分評価式

THEORETICAL FORMULATION ON REDISTRIBUTION OF TENSILE FORCE CONSIDERING THERMAL EXPANSION IN HEATED TENDONS

山本 幹夫*
Mikio YAMAMOTO

In Japan, to raise the reliability of the evaluation method on remaining tensile force in tendons of pre-stressed concrete containment vessels (PCCV) under long-term behavior, an evaluation method considering the redistribution effects by tensile force is proposed.

Results from the proposed theoretical formula of friction considering thermal expansion and those of the past thermal experiment were compared. The proposed theoretical formula explains the experiment results on both the tensile strain distribution in the tendon, and temperature - strain relations.

Keywords : PCCV, Tensile force redistribution, Heated tendon, Friction theory

プレストレストコンクリート製原子炉格納容器, 張力再配分,
熱を受けるテンドン, 摩擦理論

1. 序

近年、日本の原子力発電所においては、コンクリート製原子炉格納容器が採用される傾向にある。コンクリート製原子炉格納容器の内、プレストレストコンクリート製原子炉格納容器 (PCCV) では、予め構造体に圧縮応力を導入するために、コンクリートと直接、付着力の伝達を行わないアンボンドタイプの鋼製緊張材 (テンドン) が壁体内の鉛直方向及び円周方向に配置されている。円周方向のテンドンは1本のテンドンで 360° の全周に亘って網羅され、その両端部は2箇所のパットレスで交互となるように鉛直方向に一定間隔で配置されることが多い。図1に円周方向テンダンの配置例¹⁾を示す。

テンドンは約 40 年間に亘って張力の経年変化を検査することが求められ、端部でテンダンの残存張力を測定するための試験 (リフトオフ試験) が定期的に行われている。図2に円周方向テンドン1本の張力分布模式図を示す。尚、図中の張力は、端部ではリフトオフ荷重、中間部では計算又は推定により求まる分布である。これまでのリフトオフ試験結果^{2), 3)}は概ね良好であるが、一部のテンドンでは、テンダンの両端で張力変動量 ($\Delta T'$, $\Delta T''$) が等しくないものもあり、変動量に係わる要因として考えられている弾性変形ロス及び経年変化ロス (レラクゼーション, クリープ, 乾燥収縮) だけ

では説明できない性状があることが認められる。

PCCV の PS 緊張工事に於ては定着後に 2 次防錆材として約 80℃ に温められたグリースがテンドンシース内に注入され、テンドンが温められた後、自然冷却される。又、建設完了後に於ては、コンクリート構造としての健全性評価のための構造性能確認試験が加圧試験により実施される。これらはいずれもテンドンに比較的微小なひずみ変動を与え、テンドンがすべることにより張力再配分が生じ、それが両端での張力変動量に影響を与えている要因であるものと筆者は考えている。

このようなテンドン張力再配分の影響量を明らかにするために、再配分を生じさせる手段の一つとして、コンクリートの中実円筒の側面にテンドンを巻き付けてテンドンに熱を与える実験⁴⁾が初めて行われた。その結果、テンドンを緊張、定着した後、加熱すると、高張力側の張力減少が大きく、低張力側の張力減少が小さくなるのに対し、除熱後では逆に、高張力側の増大が小さく、低張力側の張力増大が大きくなり、既往の文献^{5), 6)}の緊張、定着時の張力分布性状とは異なる性状となることを確認した。

本論文では、張力再配分の影響を実機 PCCV について評価するために、テンダンのすべりを考慮した摩擦理論による張力変動評価式を提案し、前述の実験結果⁴⁾と比較する事により理論式の適応性を

本論文の一部は、1996年度日本建築学会大会学術講演梗概集⁷⁾で発表している。

* (株)大林組原子力本部技術部 副部長・工修

Deputy General Manager, Eng., Dept., Nuclear Facilities Div., Obayashi Corporation, M. Eng.

図1 PCCV 円周方向テンドン配置図¹⁾

ΔT : 弾性変形と経時変化による張力変動
 $\Delta T', \Delta T''$: リフトオフ試験時の張力変動
 $\Delta T_1, \Delta T_2$: 張力再配分による張力変動

図2 円周方向テンドンの張力分布模式図（両引き緊張）

確認するものである。

2. 既往の研究

2.1 既往の摩擦係数試験結果

竹本⁸⁾、牧野⁹⁾は、1,000 t級テンドンの摩擦係数試験により、テンドンをシリンダーに巻き付け、一端を固定し、他端を緊張、除荷した時の緊張端張力 P_0 と定着端張力 P_1 との関係が、図3のようになることを示している。

摩擦係数を μ (1/rad)、緊張端と定着端との開角を α_B とすると緊張時には、 P_0 と P_1 とは、 $P_1 = P_0 \cdot e^{-\mu \alpha_B}$ の関係を保持するが、除荷時（定着端を保持した状態で、緊張端側から除荷）においては、 P_0 を減少させても P_1 はしばらくは変動せず、 P_0 が所定の荷重になって初めて、 P_1 が減少し始める。そして、この時の P_0 と P_1 との関係は、 $P_0 = P_1 \cdot e^{-\mu \alpha_B}$ 、即ち、緊張端側を定着端、定着端側を緊張端とするような関係を保持しながら、両端の張力が減少していく。

図4にテンドン張力を T で表し、定着時（ T_A, T_B ）、除荷時（ T_A', T_C, T_B 及び T_A'', T_B ）、及び再緊張時（ T_A''', T_C', T_B ）の張力分布の模式図を示す。模式図を用いて考察すると次のように言える。A端から除荷することは、A端からテンドンの伸びを戻すことになるため、その移動量に対応して逆フリクションが作用することになる。この逆フリクションの作用で、 T_A' 、 T_C 間の張力は、C側から緊張した時の張力分布になると言える。

2.2 除荷時及び再緊張時におけるテンドンの張力

W. Zerna¹⁰⁾は、逆フリクションの作用を利用してテンドンに一定張力を与える方法を提唱している。W. Zernaの考え方を基に、除荷

時及び再緊張時のテンドン張力式を展開する。

図3 テンドンの P_0/P_1 関係⁹⁾

(1) T_A を T_A'' まで除荷した後、 T_A'' まで再緊張する場合

W. Zernaの摩擦損失除去法から推察できるように、再緊張の場合においても $T_A'' < T_A''' < T_A$ の条件であれば T_A'' 、 T_B 間に張力の変化しない T_C' が現れ、そして、再緊張により T_A''' 、 T_C' 間には図に示すような摩擦力が作用し、その線上の張力 T_i は、図4に示す式で与えられる。

図4 摩擦係数分布とテンドン張力（片引き緊張）

(2) T_A を T_A'' まで除荷した後、A端側からさらに除荷する場合とB端側から再緊張する場合

T_A を T_A'' まで除荷した後、さらにA端側から除荷しても、その時のテンドン張力は、B端側から緊張する時の張力分布性状に支配される。B端側から再緊張する場合も同じである。

図5に示されるA端とB端における除荷荷重 ΔT_A^* 、 ΔT_B^* 及び増分荷重 ΔT_A^+ 、 ΔT_B^+ は、次のように与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \Delta T_A^+ &= T_A'' - T_A' = (T_B - T_B') e^{-\mu \beta_A} \\ \Delta T_B^+ &= T_B - T_B' \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

$$\left. \begin{aligned} \Delta T_A^+ &= T_A^+ - T_A'' = (T_B^+ - T_B) e^{-\mu \beta_A} \\ \Delta T_B^+ &= T_B^+ - T_B \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

$$\begin{aligned} \therefore \Delta T_A^+ &= \Delta T_B^+ \cdot e^{-\mu \beta_A} \\ &= \Delta T_B^+ \cdot e^{-\mu \alpha_B} \end{aligned} \quad (3)$$

ここで、 $e^{-\mu \alpha_B}$ は、1.0よりも小さいため、 T_A が T_A'' に到達した後、A端側（低張力側）から除荷する場合も、B端側（高張力側）

図5 T_A' 到達後におけるA端側からの除荷とB端側からの緊張時の摩擦分布と tendon 張力

から緊張する場合も、A端側の張力変動量 ΔT_A^* 、 ΔT_A^+ に比較して、B端側の張力変動量 ΔT_B^* 、 ΔT_B^+ が大きくなる。

2.3 既往の摩擦分布に関する考察

(1) 微小ひずみ変動領域での摩擦分布と tendon 張力の関係

図3に示した牧野の実験結果⁹⁾では、定着端荷重 (P_1) としてプロットされているデータに幅があり、 P_1 が一定で P_0 が減少した後、 P_1 の減少が開始する近傍のデータが確認されていない。従って、図6の破線で示すとおり摩擦力が緩和され定着端荷重が徐々に低下する領域が存在するものと考えられる。

言い換えると図7に示す形で表現できる。従来の考え方は、除荷時の張力はC点で不動点となり、摩擦係数もその位置で方向が逆転して不連続的に釣り合う形となる。一方、図6の微小ひずみ変動領域において摩擦力が緩和される領域が存在すると考えると、図7の破線で張力分布が表わされることになり、摩擦係数（斜線部）も連続的に変動すると言える。又、摩擦力の緩和は、後述の図14、15に於て温度と張力又はひずみに関する勾配が非線形性を示していることから明らかである。

このように微小ひずみ変動領域において、摩擦係数が徐々に緩和され、その結果 tendon 張力が減少する現象を、摩擦係数の低下に起因するものと見なし、低下した摩擦係数を見掛けの摩擦係数 (μ^*) と呼ぶこととする。

図6 tendon の $P_0 - P_1$ 関係

図7 微小ひずみ変動領域での張力（破線）と摩擦分布（斜線部）

3. 熱を受ける tendon の張力再配分

既往の文献による tendon 張力と摩擦力の関係に於いては tendon が片側から徐々に移動する場合を対象としたものであり、加熱実験結果⁴⁾の張力分布とは明らかに異なった性状となる。従って、熱を受ける tendon のように全体的に tendon が移動するような現象については既往の考え方では説明できない。そこで、熱を受ける tendon の微小ひずみ変動領域での摩擦理論による張力変動評価式を本章で提案する。

3.1 加熱時及び除熱後における tendon の張力再配分

加熱実験⁴⁾で用いた温度差 (Δt) は約 70°C であり、これによるひずみは約 700×10^{-6} である。これは初期緊張時ひずみ、約 7000×10^{-6} の10%程度に相当し、温度によるひずみは初期ひずみに対して微小であると云える。Tendon を曲率半径 a (cm) のシリンダーに巻き付け、片引きして緊張定着した後、微小ひずみ変動領域において一様な増分温度を tendon に与えた時の、摩擦係数と張力との関係の模式図を、図8に示す。

図8 加熱時及び除熱後の摩擦分布と tendon 張力

Tendon に一様な増分温度を与えた場合、高張力側の張力減少量 ΔT_A^* が低張力側の減少量 ΔT_B^* に比較して大きくなること、前述の加熱試験⁴⁾で確かめられている。

また、逆に除熱後の場合は、高張力側の張力増大量 ΔT_A^* が低張力側の増大量 ΔT_B^* に比較して小さくなることも確かめられている。

加熱時における tendon の張力再配分性状については、図5の低張力側 (A端) からの除荷時の張力再配分性状に類似したものであると言えるが、除熱後の性状は、図5の低張力側からの緊張時の性状と相違するし、また、高張力側 (B端) からの緊張時の性状とも相違する。

この理由は、次のことによると推察される。

加熱時及び除熱後では、A、B両端が固定された状態で、Tendon の熱伸びあるいは熱収縮による張力再配分となるのに対し、除荷時と緊張時には、一端を固定した状態で、他端から tendon の伸びを戻すあるいは引き出すことによる張力再配分となることである。そして、これらの加熱条件、加力条件の差が、Tendon の移動性状に反映されたと考えられる。

例えば、除荷時について考察する。高張力側から除荷する場合は、摩擦係数を緩和する方向（作用する方向）に tendon の伸びを戻すため、摩擦係数が解除される領域が当然現れるが、Tendon の移動量が限界点を超えると逆フリクションが作用し、その先の領域では、Tendon の移動は生じない。また、低張力側から除荷する場合は、摩擦係数の作用方向とは逆方向に tendon の伸びを戻すため、摩擦係数が

増大すればテンダンの移動を拘束すると言ってもよいが、実際には摩擦力そのものが限界状態にあるため、テンダンの移動を拘束できない。このため、テンダンの移動が端部から順次進行し、最終的には、高張力側から緊張した時と同じ張力分布に収斂する。これに対し、加熱時では、熱伸びによるテンダンの移動が、高張力側からの除荷と同様、摩擦力を緩和する方向に生ずると考えられる。しかし、熱伸びそのものは、A, B 2点間の任意の位置に生ずるため、高張力側からの除荷時のように、逆フリクションが作用する領域が現れず、低張力側から除荷した時の張力分布に類似するものとなったと考えられる。

除熱後も、基本的には、加熱時と同じことが言える。熱収縮によるテンダンの移動は、摩擦力が解除される方向（摩擦力の作用方向）に現れると考えられ、低張力側から緊張する時の移動性状に近いと言える。しかし、低張力側から緊張する場合は、逆フリクションが作用する領域が現れるが、除熱後では、このような領域は現れず、高張力側から緊張した時の張力分布に類似するものとなったと考えられる。以上のことを勘案すると、加熱時及び除熱後のテンダンの移動に伴い、摩擦力は減少すると言える。

加熱前の i 点のテンダン張力を T_i 、摩擦係数を μ 、又、加熱時あるいは除熱後の i 点の張力を T_i^* 、見掛けの摩擦係数を μ^* とすると、熱を受けたテンダンの B 点及び i 点の張力、 T_B^* 及び T_i^* は (4) 式で表わされる。

$$\left. \begin{aligned} T_B^* &= T_A^* e^{-\mu^* \alpha_B} \\ T_i^* &= T_A^* e^{-\mu^* \alpha_i} \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

また、テンダンの増分温度（正符号：増分温度，負符号：減少温度）を Δt ，線膨張係数を α_s ，曲率半径を a とすると、加熱時（あるいは除熱後，以下略）の i 点のテンダンひずみ ϵ_i^* は、

$$\epsilon_i^* = \epsilon_{oi}^* + \alpha_s \cdot \Delta t \quad (5)$$

； ϵ_{oi}^* は、テンダンの応力ひずみ $(T_A^*/E_s A_s)$

E_s は、テンダンの見掛けのヤング係数

A_s は、テンダンの断面積

で与えられる。

加熱前及び加熱時の A ~ i 点間におけるテンダンの伸びを $\Delta \ell_i$ ， $\Delta \ell_i^*$ とすると、

$$\left. \begin{aligned} \Delta \ell_i &= \int_0^{\alpha_i} \epsilon_i d\alpha_i \\ &= \left(a T_A / \mu E_s A_s \right) \left[1 - e^{-\mu \alpha_i} \right] \\ \Delta \ell_i^* &= \int_0^{\alpha_i} \epsilon_i^* d\alpha_i \\ &= \left(a T_A^* / \mu^* E_s A_s \right) \left[1 - e^{-\mu^* \alpha_i} \right] + \alpha_s \Delta t \cdot a \alpha_i \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

となる。

従って、A, B 2点間のテンダンの伸びを $\Delta \ell_{AB}$ ， $\Delta \ell_{AB}^*$ とすると、

$$\left. \begin{aligned} \Delta \ell_{AB} &= \left(a T_A / \mu E_s A_s \right) \left[1 - e^{-\mu \alpha_B} \right] \\ \Delta \ell_{AB}^* &= \left(a T_A^* / \mu^* E_s A_s \right) \left[1 - e^{-\mu^* \alpha_B} \right] + \alpha_s \Delta t \cdot a \alpha_B \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

で与えられる。

テンダンは、緊張・定着された後、A, B 2点固定された状

態で加熱されるのであるから、 $\Delta \ell_{AB} = \Delta \ell_{AB}^*$ より次式を得る。

$$T_A^* = \left\{ \left(\frac{\mu^*}{\mu} \right) T_A \left[1 - e^{-\mu \alpha_B} \right] - \alpha_s \Delta t \cdot \alpha_B \cdot \mu^* E_s A_s \right\} / \left[1 - e^{-\mu^* \alpha_B} \right] \quad (8)$$

また、加熱による i 点のテンダンの移動量を ΔS_i^* とすると、

$$\begin{aligned} \Delta S_i^* &= \Delta \ell_i - \Delta \ell_i^* \\ &= a \left\{ \left(\frac{T_A}{\mu E_s A_s} \right) \left[1 - e^{-\mu \alpha_i} \right] - \left(\frac{T_A^*}{\mu^* E_s A_s} \right) \left[1 - e^{-\mu^* \alpha_i} \right] - \alpha_s \Delta t \cdot \alpha_i \right\} \end{aligned} \quad (9)$$

を得る。

μ^* が一義的に決定されるとすると、(8) 式より、温度増分 Δt に対応する T_A^* が求められる。また、(9) 式より、A, B 2点間の任意の位置におけるテンダンの移動量 ΔS_i^* も求められる。そして、 $\Delta S_i^* > 0$ の領域では、A 点に向う移動、 $\Delta S_i^* < 0$ の領域では、B 点に向う移動となる。

3.2 熱を受けるテンダンのすべりを考慮した摩擦理論による張力変動評価式

3.1 節で誘導したテンダンのすべりを考慮した摩擦理論による張力変動式をさらに展開し、加熱試験結果⁴⁾の評価にも使用できる汎用性のある式を求める。

対象とするテンダンの初期張力分布を、図9に示すように、セトロス（定着時の鋼線の滑動等によって生じる張力減少）の影響がある場合を考慮し、ピーク値となる位置をC点とする。さらに、A, B端でテンダンを固定とせず、それらの外側に、長さ ℓ_1 ， ℓ_2 のテンダン余長があり、そして、それらの端部E, F点でテンダンが固定される場合を考える。

また、テンダン余長部分には、摩擦力は作用しないものとし、加熱前のテンダンの初期張力分布は、2章の既往の評価式で与えられるものとする。

ここで、 α_B ， α_C は、初期条件で与えられる既知数である。 α_D は、テンダン張力の釣合条件と変位連続条件で決定される未知数であり、加熱による張力再配分後において摩擦力が釣り合い、ピーク張力となる位置とする。

図9 熱を受けるテンダンの張力再配分模式図

そして、加熱前におけるテンドン張力を T_i ，加熱時の張力再配分後のテンドン張力を T_i^* として表示すると、各部張力は、次のように与えられる。

$$\left. \begin{aligned} T_B &= T_A \cdot e^{-\mu\alpha_B} = T_F \\ T_C &= T_A \cdot e^{-\mu\alpha_C} \\ T_A' &= T_C \cdot e^{-\mu\gamma_A} = T_A \cdot e^{-2\mu\alpha_C} = T_B \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

$$\left. \begin{aligned} T_B^* &= T_D^* \cdot e^{-\mu^* \beta_B^*} = T_D^* \cdot e^{-\mu^* (\alpha_B^* - \alpha_D^*)} = T_F^* \\ T_A^* &= T_D^* \cdot e^{-\mu^* \gamma_A^*} = T_D^* \cdot e^{-\mu^* \alpha_D^*} = T_B^* \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

さらに、 i, j 点におけるテンドンのひずみは、

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_i &= \epsilon_{oi} = \left(\frac{T_i}{E_s A_s} \right) \\ \epsilon_j &= \epsilon_{oj} = \left(\frac{T_j}{E_s A_s} \right) \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_i^* &= \epsilon_{oi}^* + \alpha_s \Delta t \\ \epsilon_j^* &= \epsilon_{oj}^* + \alpha_s \Delta t \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

と与えられる。

以上の応力～ひずみ関係式を用い、未知数 α_D と T_D^* を求めればよい。

高張力側から除荷する場合は、テンドンの移動量に対応した逆フリクションの作用により、D点から先の領域全てにおいて移動が生じないが、加熱時の場合は、D点を境として、A端側とB端側の伸びの変動量が等価になることにより、移動が生じないと言える。

テンドンのもとの長さを ℓ_{ED} ， ℓ_{DF} とし、加熱前の応力による伸びを $\Delta \ell_{ED}$ ， $\Delta \ell_{DF}$ ，加熱時の応力と熱ひずみによる伸びを $\Delta \ell_{ED}^*$ ， $\Delta \ell_{DF}^*$ とすると、

$$\left. \begin{aligned} \ell_{ED}^* &= \ell_{ED} + \Delta \ell_{ED} \\ &= \ell_{ED} + \Delta \ell_{ED}^* = const. \\ \ell_{DF}^* &= \ell_{DF} + \Delta \ell_{DF} \\ &= \ell_{DF} + \Delta \ell_{DF}^* = const. \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

とおくことができる。

即ち、

$$\left. \begin{aligned} \Delta \ell_{ED} &= \Delta \ell_{ED}^* \\ \Delta \ell_{DF} &= \Delta \ell_{DF}^* \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

という条件式が得られる。

(1) $0 \leq \alpha_D \leq \alpha_C$ の場合

加熱前のテンドンの伸び $\Delta \ell_{ED}$ ， $\Delta \ell_{DF}$ は、(16)，(17)式で表される。

$$\Delta \ell_{ED} = \int_{\gamma_D}^{\gamma_A} \epsilon_j \alpha d\gamma_j + \left(\frac{T_A}{E_s A_s} \right) \ell_1 \quad (16)$$

$$\Delta \ell_{DF} = \int_{\gamma_C}^{\gamma_D} \epsilon_j \alpha d\gamma_j + \int_{\alpha_C}^{\alpha_B} \epsilon_i \alpha d\alpha_i + \left(\frac{T_B}{E_s A_s} \right) \ell_2 \quad (17)$$

同様に、加熱時の伸び $\Delta \ell_{ED}^*$ ， $\Delta \ell_{DF}^*$ についても、(18)，(19)式で表される。

$$\Delta \ell_{ED}^* = \int_{\gamma_D}^{\gamma_A} \epsilon_j^* \alpha d\gamma_j + \left[\left(\frac{T_A^*}{E_s A_s} \right) + \alpha_s \Delta t \right] \ell_1 \quad (18)$$

$$\Delta \ell_{DF}^* = \int_{\beta_D}^{\beta_B} \epsilon_i^* \alpha d\beta_i + \left[\left(\frac{T_B^*}{E_s A_s} \right) + \alpha_s \Delta t \right] \ell_2 \quad (19)$$

(16) から (19) 式を (15) 式の条件に当てはめることにより、

各々、 T_D^* ， T_A^* ， T_B^* が得られる。尚、 Δt を正とすれば加熱後、負とすれば除熱後に対応する式となる。

(2) $\alpha_C < \alpha_D \leq \alpha_B$ の場合

(16)，(17)式の各々、 $\Delta \ell_{ED}$ ， $\Delta \ell_{DF}$ を下記のように置き換える。

$$\Delta \ell_{ED} = \int_{\gamma_C}^{\gamma_A} \epsilon_j \alpha d\gamma_j + \int_{\beta_C}^{\beta_D} \epsilon_i \alpha d\beta_i + \left(\frac{T_A}{E_s A_s} \right) \ell_1 \quad (20)$$

$$\Delta \ell_{DF} = \int_{\beta_D}^{\beta_B} \epsilon_i \alpha d\beta_i + \left(\frac{T_B}{E_s A_s} \right) \ell_2 \quad (21)$$

$\Delta \ell_{ED}^*$ ， $\Delta \ell_{DF}^*$ は、(18)，(19)式と同様であるので、上記(1)と同様、(15)式の関係より、各々、 T_D^* ， T_A^* ， T_B^* が得られる。

3.3 実験結果との比較検討

3.2節で提案したテンドンのすべりを考慮した摩擦理論による張力変動評価式を既往の加熱試験結果⁴⁾に適用し、比較検討することにより、対応性を確認する。

3.3.1 実験内容

図10に、テストベッドの概要を示す。テストベッドはRC製で直径4.0m、高さ4.8mの中実円柱及びそれに付属するマシブな壁から成り、5ヶ所にテンドン定着部をモデル化し、シリンダー部4ヶ所にテンドンひずみ測定用切欠きを設けた。

テンドンは、 $\phi 5\text{mm}$ PC鋼線と $\phi 12.4\text{mm}$ アンボンドPC鋼より線を用い、各々をテストベッド側面に巻き付け、緊張および加熱を行った。シースはテンドンの摩擦の状況を実機の条件に近づけるため、PC鋼材にグリースを付着させ、ポリエチレン被覆しているものを用いた。

実験パラメータは、テンドンをシリンダーに巻き付ける領域の長さ(角度変化)、直線部分の長さ及びセットロス量の有無であり、供試体一覧を表1に示す。

緊張力の導入は、片引きで行い、セットロスの有無は、ネジ式治具を用いてセットロス量を調節できるようにした。そして、加熱は、電熱加熱方式で行い、緊張、定着した状態のテンドンを約80℃まで加熱し、除熱は自然冷却とした。

テンドン張力の測定は、端部はロードセルにより、又、中間部はテンドンに貼付したストレインゲージにより行った。

図10 コンクリートテストベッド

3.3.2 実験結果⁴⁾と摩擦理論による張力変動評価式との比較

代表例として、 ϕ 5mmPC 鋼線の H5.0-2.2, H5.0-4.2 及び ϕ 12.4mmPC 鋼より線の HL12.4-4.2 の緊張時、定着時（加熱前）、最大加熱時及び除熱後のひずみ分布を図 11～図 13 に示す。さらに、H5.0-2.2 供試体の加熱及び除熱後の緊張端と定着端における温度と端部張力の関係を図 14 に、又、中間部における温度とひずみの関係を図 15 に示す。

表 1 供試体の一覧

／	供試体名	角度変化 (°)	定着端	緊張端	セットロス量
φ 5mmPC鋼線	H5.0-1.0	0.0	A	B	≒0
	H5.0-2.1	314.9	B	B	≒0
	H5.0-2.2	314.9	B	B	≒0
	H5.0-3.1	157.5	A	D	≒0
	H5.0-3.2	157.5	A	D	≒0
	H5.0-4.1	314.9	B	B	あり
	H5.0-4.2	314.9	B	B	あり
	H5.0-5.1	157.5	A	D	あり
	H5.0-5.2	157.5	A	D	あり
φ 12.4mmPC鋼より線	HL12.4-1.0	0.0	A	B	≒0
	HL12.4-2.1	321.5	B	B	≒0
	HL12.4-2.2	321.5	B	B	≒0
	HL12.4-3.1	159.8	A	D	≒0
	HL12.4-3.2	159.9	A	D	≒0
	HL12.4-4.1	320.5	B	B	あり
	HL12.4-4.2	321.2	B	B	あり
	HL12.4-5.1	160.1	A	D	あり
	HL12.4-5.2	159.9	A	D	あり

これらの図に見られるように、張力分布が不均一で、2 点間で固定された tendon が熱を受ける場合、今まで述べてきたとおり、張力の再配分が見ることが認められる。その張力再配分の性状は、加熱時では、高張力側の張力減少が大きく、低張力側が小さくなるのに対し、除熱後では、逆に、高張力側の張力増大が小さく、低張力側が大きくなる傾向を示す。図 14 に示す緊張端、定着端での温度と張力との関係、及び図 15 に示す tendon 中間部での温度とひずみとの関係に於いて、温度と張力又はひずみの勾配から、この性状が明瞭に現れている。

加熱前の摩擦係数 μ は、各供試体の緊張時における両端の張力差から求め、各シリーズ平均値として H5.0 では 0.359, HL12.4 では 0.035 の値が得られた。又、同様にして求めた最大加熱時及び除熱後の見掛けの摩擦係数 μ^* は、それぞれ $\mu^* = 0.88\mu$ (μ は緊張時の各供試体の μ)、 $\mu^* = 0.63\mu$ (μ は最大加熱時の各供試体の μ) となった。最大加熱時の摩擦係数の低下の傾向は、図 11～図 13 のひずみ分布の勾配が緊張時に比べて緩和されていることにより分かる。又、除熱後については、同図からは明瞭ではないが、図 16 及び図 17 に示す 2 点間の張力差をその長さで除した張力勾配が 1.0 以下であることにより、摩擦係数が低下していることが分かる。

供試体の代表例について、摩擦理論による張力変動評価式の計算に用いた条件を表 2 に示し、計算で得られたひずみ分布及び温度と張力又はひずみの関係を各々、図 11～図 13 及び図 14～図 15 に併記する。又、全供試体について表 2 の条件と同様にして求めたひずみの計算値と測定値の比率の平均値（各供試体毎に全測定点で計算値と測定値の比を求め、相加平均を算出）を表 3 に示す。

図 11～図 13 に見られるように、加熱、除熱後のひずみ分布に関する測定値と計算値との対応性はセットロスの有無に拘わらず比較的良好である。又、図 14～図 15 に見られるように温度と張力又はひずみの勾配に対しても対応性が良い。

図 11 実験値と計算値のひずみの比較 (H5.0-2.2)

図 12 実験値と計算値のひずみの比較 (H5.0-4.2)

図 13 実験値と計算値のひずみの比較 (HL12.4-4.2)

図 14 温度と端部張力の関係 (H5.0-2.2)

図 15 温度と中間部ひずみの関係 (H5.0-2.2)

図 16 最大加熱時及び除熱後における張力勾配の散布図 (H5.0)

図 17 最大加熱時及び除熱後における張力勾配の散布図 (HL12.4)

表 3 各測点での測定値と計算値の比率の平均値

供試体	ひずみの測定値/計算値の値		供試体	ひずみの測定値/計算値の値	
	最大加熱時	除熱後		最大加熱時	除熱後
H5.0-1.0	-	-	HL12.4-1.0	-	-
H5.0-2.1	1.00	1.02	HL12.4-2.1	1.02	0.99
H5.0-2.2	1.05	1.06	HL12.4-2.2	1.03	1.00
H5.0-3.1	0.96	1.03	HL12.4-3.1	1.04	1.01
H5.0-3.2	0.98	1.05	HL12.4-3.2	1.02	1.01
H5.0-4.1	0.93	1.00	HL12.4-4.1	1.01	0.98
H5.0-4.2	1.06	1.05	HL12.4-4.2	1.02	0.99
H5.0-5.1	0.92	0.98	HL12.4-5.1	1.07	1.03
H5.0-5.2	0.94	1.01	HL12.4-5.2	1.08	1.03
平均値	0.98	1.02	平均値	1.04	1.00
変動係数	0.098	0.074	変動係数	0.050	0.036

表 2 実験及び計算条件

	供 試 体	As (cm ²)	Es (kg/cm ²)	Δ t (°C)	TA (t)	α B (rad)	α C (rad)	μ (1/rad)	μ * (1/rad)
H5. 0-2. 2	最大加熱時	0. 1964	2. 101 × 10 ⁶	68. 4	2. 00	5. 4906	0. 0242	0. 3123	0. 2748
	除熱後	0. 1964	2. 101 × 10 ⁶	-68. 5	1. 28	5. 4906	0. 0000	0. 2748	0. 1731
H5. 0-4. 2	最大加熱時	0. 1964	2. 101 × 10 ⁶	64. 5	2. 00	5. 4906	1. 0497	0. 4020	0. 3538
	除熱後	0. 1964	2. 101 × 10 ⁶	-63. 9	1. 03	5. 4906	0. 6823	0. 3538	0. 2229
HL12. 4-4. 2	最大加熱時	0. 9290	2. 065 × 10 ⁶	70. 2	9. 97	5. 6057	2. 6166	0. 0282	0. 0250
	除熱後	0. 9290	2. 065 × 10 ⁶	-68. 9	8. 26	5. 6057	2. 5913	0. 0250	0. 0157

ここで、 $\alpha_s = 1.0 \times 10^{-2} (1/^\circ\text{C})$ 、 $l_1 = 20\text{cm}$ 、 $l_2 = 18\text{cm}$ 、 $a = 200\text{cm}$

又、見掛けの摩擦係数 μ^* は図 14, 15 の実験値からわかるとおり非線形を示しているが、一定値として扱っても本実験での温度範囲内では実験値との対応性はそなわれない。

全供試体について見ると、表 3 に示すとおり、ひずみの測定値と計算値の比率の平均値及び全測定点での変動係数は、H5.0 シリーズが最大加熱時で各々 0.98、0.098、除熱後で 1.02、0.074、又、HL12.4 シリーズについては、最大加熱時で各々 1.04、0.050、除熱後で 1.00、0.036 でありひずみの測定値と計算値はほぼ対応しているものと考えられる。

4. 結論

実機 PCCV の残存プレストレス力評価法の信頼性をより向上させるため、テンドン張力の再配分の影響まで考慮した摩擦理論による張力変動評価式を誘導した。

提案した評価式は、既往の実験結果⁴⁾の張力再配分の傾向をほぼ表現でき、各位置でのひずみ分布、温度とひずみの関係の対応性も良好である。又、各供試体毎のひずみの測定値と計算値の対応性も

良く、変動係数も 0.098～0.036 と小さい。この結果、本論文で提案したテンドンのすべりを考慮した摩擦理論による張力変動評価式は実験結果をほぼ説明できると言える。

今後、実機について評価及び報告の機会が得られた場合には、あらためて評価結果を報告したい。

謝辞

本論文の作成に当たり、室蘭工業大学教授 荒井康幸 博士 に御指導を戴きました。又、研究全般に亘って大林組技術研究所の 山口恒雄 部長 から多大なる御支援を戴き、日本原子力発電 (株)、関西電力 (株)、九州電力 (株) 殿からは貴重なデータを提供して戴きました。更に、計算等は大林組原子力本部の 野口昌也 氏 に協力を戴きました。ここで皆様に心より感謝致します。

参考文献

- 1) 川股重也, 北野剛人 他: コンクリート格納容器の設計と経験,
日本建築学会大会 構造・原子力部門 パネルディスカッション資料, 1996.9
- 2) M. Ozaki, T. Abe, Y. Watanabe, A. Kato, T. Yamaguchi and M. Yamamoto: A prediction method for long-term behavior of prestressed concrete containment vessels, Transaction of the 13th SMIRT, vol.H, PP 143-148, 1995
- 3) S. Tamura, Y. Watanabe, A. Kato, T. Yamaguchi, etc.: A Delayed phenomena Evaluation of prestressed concrete containment vessel at Tsuruga Unit No.2 power station, transaction of the 11th SMIRT, vol.H, PP 305-310, 1991
- 4) 山本幹夫, 山口恒雄, 加藤朝郎, 桜井和夫, 清原一彦, 山田守: 熱を受けるテンドンの張力再配分に関する研究, 日本建築学会 学術講演梗概集, B-2 構造Ⅱ, PP.1025~1026, 1995.8
- 5) 猪股俊司: プレストレストコンクリートの設計および施工, 技法堂, 1959
- 6) 六車照: プレストレストコンクリート, コロナ社, 1989
- 7) 山本幹夫, 山口恒雄: 熱を受けるテンドンの張力再配分に関する一考察, 日本建築学会学術講演梗概集, B-2 構造Ⅱ, PP.1079~1080, 1996.9
- 8) 竹本靖 他: PCCV 実大部分モデルによる各種実証試験, プレストレストコンクリート, VOL.28, PP.93~95, 1986
- 9) 牧野靖: PCCV 用テンドンの摩擦損失等測定試験, プレストレストコンクリート, VOL.23, No.1, PP.126~132, 1981
- 10) Zerna, W: Beton u. Stahlbetonbau, 47 Jg. Ht.11, 1952. Nov.

(1997年5月10日原稿受理, 1997年7月8日採用決定)