

プレストレスを導入した扁平タイドアーチ構造の耐荷力特性

LOAD CARRYING CAPACITY ANALYSIS OF PRESTRESSED SHALLOW TIED ARCHES

松田浩*・崎山毅**・森田千尋***・相場健一****

Hiroshi MATSUDA, Takeshi SAKIYAMA, Chihiro MORITA and Ken-ichi AIBA

*正会員 工博 長崎大学助教授 工学部 構造工学科 (〒852 長崎市文教町 1-14)

**正会員 工博 長崎大学教授 工学部 構造工学科 (〒852 長崎市文教町 1-14)

***正会員 工修 長崎大学助手 工学部 構造工学科 (〒852 長崎市文教町 1-14)

****学生会員 長崎大学大学院生 工学研究科 構造工学専攻 (〒852 長崎市文教町 1-14)

Arch structure can be reduced maximum bending moment in comparison with beam structure. And the application of prestressing technique to steel structure makes it possible to increase the load carrying capacity as well as to stretch the elastic region. Tied arch combined arch and tie member, which is one of the beam string structures, is the structure system together with these two features. By tensing the tie member, compressive and inverted bending prestresses can be induced into the arch member.

The aim of this study is to investigate the feasibility of the prestressed shallow tied arch structures to strengthening of steel bridges. As the first step, in this paper, the characteristics of load carrying capacity of the prestressed shallow tied arches is studied using a geometrical and material nonlinear analysis. Both shallow arches and prestressed tied arches are different from the traditional arches with the ordinary rise-span ratio (1/7-1/10). It is found from the results of the numerical analysis that the initial yielding points and buckling points of the prestressed tied arch are increased, the optimal prestress is exist, the displacement becomes smaller by prestressing, and so on.

Key Words : prestressed shallow tied arch, load carrying capacity, material and geometrical nonlinear analysis

1. はじめに

鉛直分布荷重を支配的荷重とする大スパン構造を実現するための方法には、(1) アーチやシェルのような形態抵抗による曲げ応力の排除、(2) 部材の交差配置による立体抵抗、(3) 高性能な構造要素や部材の使用、(4) 主部材へのプレストレス (以下 PS と略) の導入、(5) 主構造部材への中間支点の挿入などが考えられる¹⁾。

高剛性の曲げ材と高強度の引張材からなる斜張式吊構造や張弦梁構造は、上記 (3)~(5) を有効に組み合わせたものである。張弦梁構造は 2 つの抵抗系の結合という点では斜張式吊構造と同じであるが、曲げ材が梁からアーチへ移行し得ること、ケーブルが吊り材から押し込み材へと役割を変えること、さらには PS の導入によって曲げ材の応力制御を行うことができるとともに自旋式構造を可能にするなどの特長を有している。

コンクリート吊床版構造を応用した自旋式複合 PC 橋²⁾、ケーブル構造とアーチ構造の特徴を合わせもつサスペンアーチ式不完全トラス構造であるイナコス橋³⁾も張弦梁構造の範疇に入る。

著者等も張弦梁構造の一つとして、アーチ部材がポリマー含浸コンクリート (以下 PIC と略)、タイ材が CFRP からなるタイドアーチに対して実験的研究を行っている⁴⁾。また、タイ材を緊張してアーチ部材にプ

レストレスを導入した実験も行ったが、高強度の PIC といえどもコンクリート系材料に特有の引張強度が小さいため大きな緊張力は導入できなかった⁵⁾。しかし、アーチとタイの組み合わせることによってその耐力が増大すること、また、PS を導入することにより容易に応力制御できることなどがわかった。

構造物に PS を導入することは古くから行われている。特に、引張りに弱いコンクリートの欠点を補うために、RC に予め圧縮力を導入した PC 構造の発展にはめざましいものがある。一方、鋼材等に PS を導入する目的は、外力によって生じる応力とは逆の応力を予め作用させておくことにある。鋼構造ではコンクリートとは異なり鋼材強度が圧縮にも引張りにほぼ同一とみなせるので、構造物の補強などのさまざまな目的に応じた PS 導入が可能となる。また、PS 鋼構造の場合には外ケーブル形式となるためケーブルの防錆・保護には特別の配慮が必要となるが、CFRP などの高耐久的材料を用いるとその点は解決できる。さらに、外ケーブル構造なので、点検、取替え、補修・補強が容易となる。

PS 鋼構造に関しては文献⁶⁾に詳述されている。Dischinger⁷⁾は合成桁にケーブルで PS を導入することを提案している。Fritz⁸⁾は、PS タイドアーチ構造は、

不経済にすることなくアーチの桁高を低くすることができると言及している。日本でも Dischinger の考え方にに基づき合成桁に PS を導入した施工実績⁹⁾がある。また、北海道では PS 導入工法を鋼橋上・下部工の設計や補修工事に応用した報告¹⁰⁾もある。その中で PS ランガー桁、フィーレンデルタイドアーチなどの施工実績があることは興味深い。また、宮本ら¹¹⁾は PS 鋼構造の利点・欠点を明確にするとともに、PS 鋼桁を対象とした静的・動的挙動解析・実験を行い、PS 鋼構造の橋梁の補強への適用可能性についての研究を行っている。さらに、PS アーチに関する研究は Amde ら¹²⁾によって行われており、波田・頭井ら¹³⁾は、PS・アーチ桁に対する試設計を行っている。

以上のように、鋼構造に PS を導入する試みは主により少ない鋼材量で大スパン橋梁を建設するための研究・開発が盛んに行われてきた。本研究では、アーチとケーブルの組合せの中で最も単純なタイドアーチを対象とし、PS 導入により曲げ応力を低下させることによる構造系全体の耐荷力に及ぼす影響、たわみ低減可能性など明らかにすることを目的としたものである。特に、超過荷重の通過や経年劣化及び設計荷重の改訂に伴う既存橋の耐荷力低下の補強法としての有効性を検討するために、桁高程度のライズ高をもつ偏平アーチを主な研究対象としたものである。

アーチ構造はその曲率そのものに力学的合理性を依存した形態抵抗系構造であるが、そのために軸力抵抗構造系に特有な全体座屈の危険性や大変形が生じやすい。本論文では、PS を導入した偏平タイドアーチの複合非線形解析を行うため、著者等の一人が提案した手法¹⁴⁾¹⁵⁾に基づき解析プログラムを開発し、タイドアーチのライズスパン比、アーチ部材とタイ材の伸び剛性比、アーチ部材の細長比、および、導入 PS 量をパラメータとした弾塑性有限変形解析を行い、それらの力学的諸量が耐荷力に及ぼす影響などについて明らかにしたものである。

2. 基礎方程式

アーチリブ自重や床版、床組などの死荷重などのように、アーチ軸の変形後も荷重方向が変化しない、重力に基づく荷重を受ける変断面任意形アーチの変形状態での力のつり合い条件に基づいて、アーチの幾何学および材料的非線形解析における増分形平衡方程式が得られる。図-1に示すように、第 n 荷重増分段階にあるアーチに関して、部材軸座標 s 、曲率 $1/R$ 、アーチ軸接線傾斜角 ϕ 、法線方向および接線方向荷重 p および q 、分布モーメント荷重強度 m とする。また、アーチ部材任意断面に関しては、せん断力、軸力および曲げモーメントを Q 、 N および M とすると、荷重増分 Δp 、 Δq 、 Δm が付加された、第 $(n+1)$ 荷重増分段階における曲率、

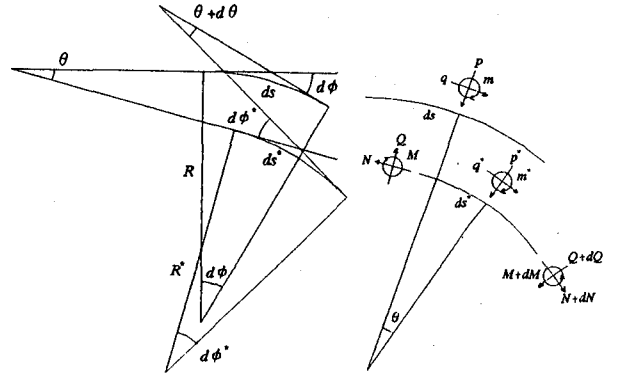


図-1 アーチの要素

アーチ軸接線傾斜角、荷重強度および断面力は、各々、 $(1/R + d\Delta\theta/ds)/(1 + \Delta\epsilon_0)$ 、 $\phi - \Delta\theta$ 、 $p + \Delta p$ 、 $q + \Delta q$ 、 $m + \Delta m$ 、 $Q + \Delta Q$ 、 $N + \Delta N$ 、 $M + \Delta M$ となる。このとき、第 n 段階を基準としたたわみ増分、接線方向および法線方向変位増分を Δw 、 Δu とし、図心軸のひずみ増分、曲率変化を $\Delta\epsilon_0$ 、 $\Delta\kappa$ とすれば、荷重増分 Δp 、 Δq 、 Δm に対する断面力増分 ΔQ 、 ΔN 、 ΔM を規定する増分形平衡方程式および材料非線形性を考慮した断面力増分と変位増分との関係は、微小ひずみ、平面保持およびせん断変形の仮定のもとに、次式で与えられる。

$$\frac{d\Delta Q}{ds} + \frac{\Delta N}{R} + N\Delta\kappa - q\Delta\theta + \Delta p + \Delta p_c = 0 \quad \dots (1)$$

$$\frac{d\Delta N}{ds} - \frac{\Delta Q}{R} - Q\Delta\kappa + p\Delta\theta + \Delta q + \Delta q_c = 0 \quad \dots (2)$$

$$\frac{d\Delta M}{ds} - \Delta Q - Q\Delta\epsilon_0 - \Delta m - \Delta m_c = 0 \quad (3)$$

$$\Delta N = \beta EA \Delta\epsilon_0 + \gamma \frac{EI}{L} \Delta\kappa \quad (4)$$

$$\Delta M = -\gamma \frac{EI}{L} \Delta\epsilon_0 - \alpha EI \Delta\kappa \quad (5)$$

$$\Delta\epsilon_0 = \frac{d\Delta w}{ds} - \frac{\Delta u}{R} \quad (6)$$

$$\Delta\kappa = \frac{d\Delta\theta}{ds} - \frac{\Delta\epsilon_0}{R} \quad (7)$$

$$\Delta\theta = \frac{d\Delta u}{ds} + \frac{\Delta w}{R} \quad (8)$$

ここに、 Q 、 N は初期荷重 p 、 q 、 m による初期断面力、 Δp_c 、 Δq_c および Δm_c は各荷重増分段階における不平衡力項、 α 、 β は断面内の非弾性域の拡大に伴う部材の曲げ剛性 EI 、および伸び剛性 EA の低下率、 γ は非弾性域の発生に伴って生じる断面 1 次モーメントパラメータであり、各々次式で表される。

$$\Delta p_c = \Delta N \Delta\kappa - \Delta q \Delta\theta + (p + \Delta p)(\cos \Delta\theta - 1) - (q + \Delta q)(\sin \Delta\theta - \Delta\theta)$$

$$\Delta q_c = -\Delta Q \Delta \kappa + \Delta p \Delta \theta + (p + \Delta p)(\sin \Delta \theta - \Delta \theta) \\ + (q + \Delta q)(\cos \Delta \theta - 1)$$

$$\Delta m_c = \Delta Q \Delta \epsilon_0$$

$$\alpha = \frac{\int E_t y^2 dA}{EI}$$

$$\beta = \frac{\int E_t dA}{EA}$$

$$\gamma = L \frac{\int E_t y dA}{EI}$$

ここで、 E 、 I 、 A および L は、それぞれアーチリブの弾性係数、断面2次モーメント、断面積および支間長を示す。また、 E_t は接線弾性係数を示す。

増分形基礎方程式 (1) ~ (8) を用いて、アーチ軸線形状の変化に基づく幾何学的非線形、および断面の非弾性化に基づく材料非線形を考慮した変断面任意形アーチの複合非線形解析を行うことができる。

3. 非弾性域の拡大に伴う剛性変化

断面内任意微小要素の軸ひずみ ϵ は、残留ひずみ ϵ_r とアーチ軸の軸ひずみ ϵ_0 および曲率変化 κ による軸ひずみを重ね合わせることができるとすると次式のように表される。

$$\epsilon = \epsilon_r + \epsilon_0 + \kappa y \quad (9)$$

ここで、図心の軸ひずみ ϵ_0 および曲率変化 κ は、荷重増分の第1段階から現段階までの軸ひずみ増分 $\Delta \epsilon_0$ および曲率変化増分 $\Delta \kappa$ の和として次式で与えられる。

$$\epsilon_0 = \sum \Delta \epsilon_0, \quad \kappa = \sum \Delta \kappa$$

式 (9) により断面内任意微小要素の軸ひずみが求められれば、これに対応する応力ひずみ曲線の接線係数 E_t を用いて、係数 α 、 β 、 γ は断面細分割法によって算定される。応力ひずみ関係は図-2に示す関係を用いて数値解析を行う。

次に、図-3に示す薄肉円環断面に関する α 、 β 、 γ の誘導過程を示す。薄肉箱型断面の場合も同様にフランジとウェブを個々に計算することによって導くことができる。なお、本論文では薄肉断面を対象としているのでフランジ部は厚さ方向には分割していない。

● 薄肉円環断面

図-3ように、薄肉円環断面を m 等分すると、任意微小断面要素 i の x 軸に関する断面2次モーメント ΔI_i および断面1次モーメント ΔG_i は、次式にて与えられる。

$$\Delta I_i = \frac{r^4}{8} (1 - \mu^4) \left[\frac{2\pi}{m} + \sin \frac{2\pi}{m} \cos \frac{4\pi}{m} (i-1) \right]$$

$$\Delta G_i = \frac{2r^3}{3} (1 - \mu^3) \sin \frac{\pi}{m} \cos \frac{2\pi}{m} (i-1)$$

$$\mu = \frac{r_0}{r}$$

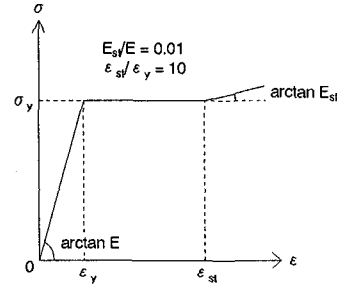


図-2 応力ひずみ関係

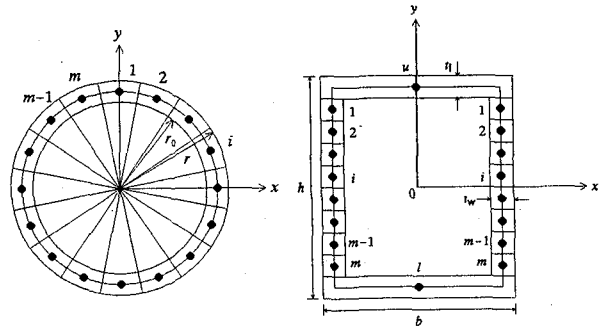


図-3 断面形状

$$y_i = r \frac{1 + \mu}{2} \cos \frac{2\pi}{m} (i-1)$$

一方、図-3の円環断面の x 軸に関する断面2次モーメント I_x および断面積 A は、

$$I_x = \frac{\pi r^4 (1 - \mu^4)}{4}$$

$$A = \pi r^2 (1 - \mu^2)$$

であるので、係数 α 、 β 、 γ の断面細分割法による算式は次式のように求められる。

$$\alpha = \frac{1}{2\pi} \sum_{i=1}^m \bar{E}_i \left[\frac{2\pi}{m} + \sin \frac{2\pi}{m} \cos \frac{2\pi}{m} (i-1) \right]$$

$$\beta = \frac{1}{m} \sum_{i=1}^m \bar{E}_i$$

$$\gamma = \frac{8}{3\pi} \frac{1 - \mu^3}{1 - \mu^4} \frac{L}{r} \sum_{i=1}^m \bar{E}_i \sin \frac{\pi}{m} \cos \frac{2\pi}{m} (i-1)$$

● 薄肉箱型断面

$$\alpha = \left\{ 3(\bar{E}_u + \bar{E}_l) + 2 \frac{h}{b} \sum_{i=1}^m \frac{\bar{E}_i}{m} \right.$$

$$\left. \left[\frac{1}{m^2} + 3 \left(1 - \frac{2i-1}{m} \right)^2 \right] \right\} / f_1$$

$$\beta = \left\{ (\bar{E}_u + \bar{E}_l) + 2 \frac{h}{b} \sum_{i=1}^m \frac{\bar{E}_i}{m} \right\} / f_2$$

$$\gamma = \sqrt{3 \frac{f_1}{f_2} \frac{AL^2}{I}} \left\{ (\bar{E}_u - \bar{E}_l) + 2 \frac{h}{b} \sum_{i=1}^m \frac{\bar{E}_i}{m} \cdot \left(1 - \frac{2i-1}{m} \right) \right\} / f_1$$

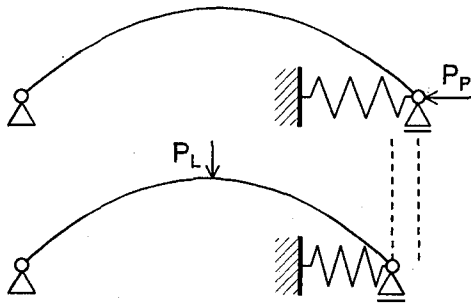


図-4 タイドアーチの境界条件

$$f_1 = 2(3 + h/b), \quad f_2 = 2(1 + h/b)$$

ここで、 $\bar{E}_i$ は任意点 i の微小面積要素に関する接線係数 E_i と弾性係数 E との比を、また、 $\bar{E}_u$ および $\bar{E}_l$ は上および下フランジの接線係数 E_u, E_l と弾性係数 E との比を示す。

4. 離散的な一般解および境界条件

本論文においては、基礎微分方程式の積分方程式への変換と積分方程式の近似解法の応用とにより、アーチ軸等分点あるいはアーチ支間等分点に対応するアーチ軸分割点に関する基礎微分方程式の離散的な一般解を求めることにする。(詳細は文献14)を参照)

アーチ軸長、アーチ支間、基準断面2次モーメントおよび基準断面積をそれぞれ l, L, I_0 および A_0 として、

$$\Delta X_1 = -L^2 \Delta Q / EI_0, \quad \Delta X_2 = -L^2 \Delta N / EI_0$$

$$\Delta X_3 = -L \Delta M / EI_0, \quad \Delta X_4 = \Delta \theta,$$

$$\Delta X_5 = \Delta w / L, \quad \Delta X_6 = \Delta u / L, \quad \eta = s/l$$

なる無次元量 ΔX_i および無次元座標 η を導入すれば、基礎方程式(1)~(8)は次式のように整理される。

$$\Delta X_{pi} = \sum_{d=1}^6 a_{pid} \Delta X_{d0} + q_{pi} \quad (p = 1 \sim 6)$$

$$a_{pid} = \sum_{t=1}^6 A_{pt} a_{t0d} + \sum_{t=1}^6 \sum_{f=0}^{i-1} \frac{\alpha_{if}}{\cos \phi_f} B_{pt} a_{tfd}$$

$$q_{pi} = \sum_{t=1}^6 A_{pt} q_{t0} + \sum_{t=1}^6 \sum_{f=0}^{i-1} \frac{\alpha_{if}}{\cos \phi_f} B_{pt} q_{tfd}$$

$$+ \sum_{f=0}^i \frac{\alpha_{if}}{\cos \phi_f} [\lambda(\Delta \bar{p}_f + \Delta \bar{p}_{cf}) \gamma_{p1} \\ + \lambda(\Delta \bar{q}_f + \Delta \bar{q}_{cf}) \gamma_{p2} \\ - \rho(\Delta \bar{m}_f + \Delta \bar{m}_{cf}) \gamma_{p3}]$$

係数 $A_{pt}, B_{pt}, \alpha_{if}$ は、付録に示すとおりである。

タイドアーチの解析は、単純支持されたアーチのローラ支持部に水平方向拘束バネを導入し、このバネ

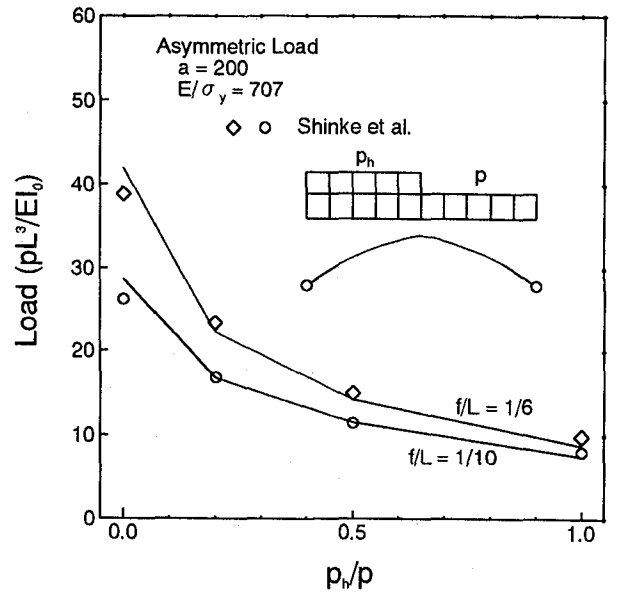


図-5 実験結果との比較

剛性を変化させることにより行った。バネ定数 K は次式で表される。

$$K = \frac{E_T A_T}{E I_0} L^2$$

ここで、 $E_T A_T$ はタイ材の伸び剛性である。

プレストレスの導入法については、図-4のようにローラ支持部に荷重 P_P を加えアーチリブに初期応力を与える。次に、プレストレスを導入した状態で、各荷重作用を受けるアーチの複合非線形解析を行うことができる。ここで、荷重 P_P は導入プレストレス量である。

5. 数値解析結果

5.1 解法の実用性の検証

本解析法の実用性を検討するために新家ら¹⁶⁾の実験値と本解析解との比較を行った。図-5は、細長比 $a = 200$ 、材料定数 $E/\sigma_y = 707$ 、ライズスパン比 $f/L = 1/6, 1/10$ の非対称荷重が作用する放物線形状の矩形断面2ヒンジアーチの耐力 pL^3/EI_0 と荷重比 p_h/p の関係を示したものである。本解析解は、タイドアーチのタイ材の伸び剛性を無限大とし2ヒンジアーチと等価として解析を行った。新家らの実験値と本解析値は良く一致していることが確認できる。

5.2 伸び剛性比の影響

図-6は、薄肉円環断面を有するの放物線形状の低ライズタイドアーチに全載分布荷重が作用した時の伸び剛性比 ($k =$ タイの伸び剛性/アーチリブの伸び剛性) を $0.05 \sim 0.30$ まで変化させた場合の解析結果を示したものである。ライズスパン比 $f/L = 0.05$ 、材料定数 $E/\sigma_y = 875$ とし、●印は非弾性屈服点、○印は初期降伏

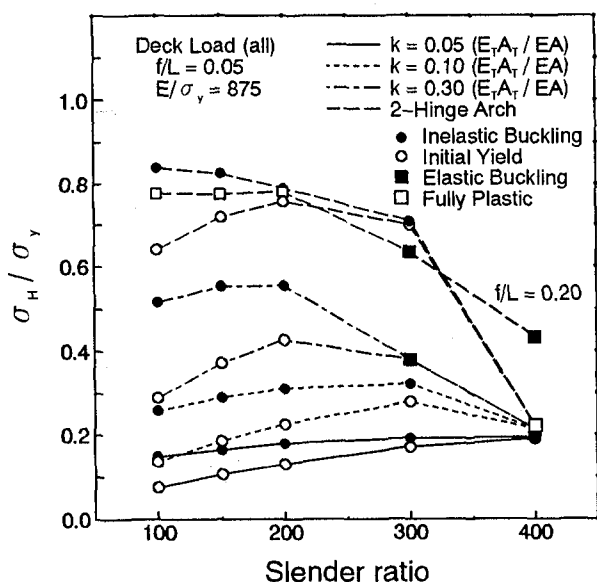


図-6 薄肉円環断面の耐荷力曲線

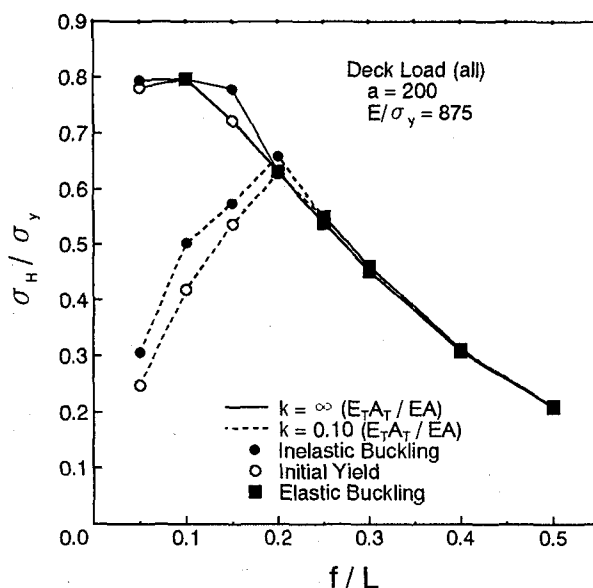


図-8 耐荷力曲線

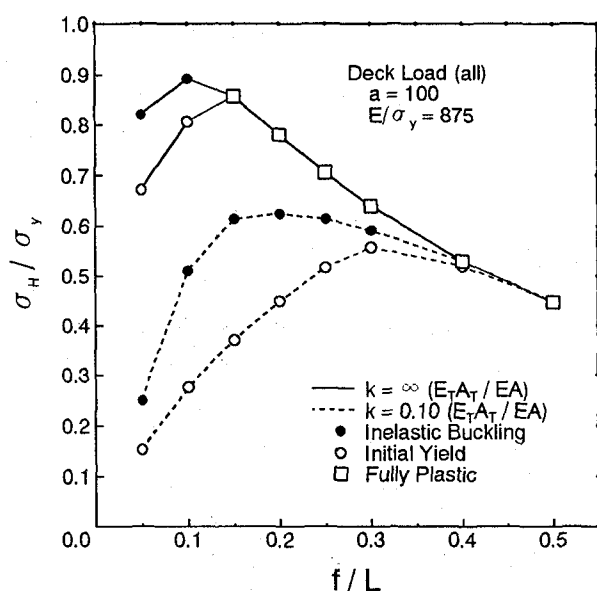


図-7 耐荷力曲線

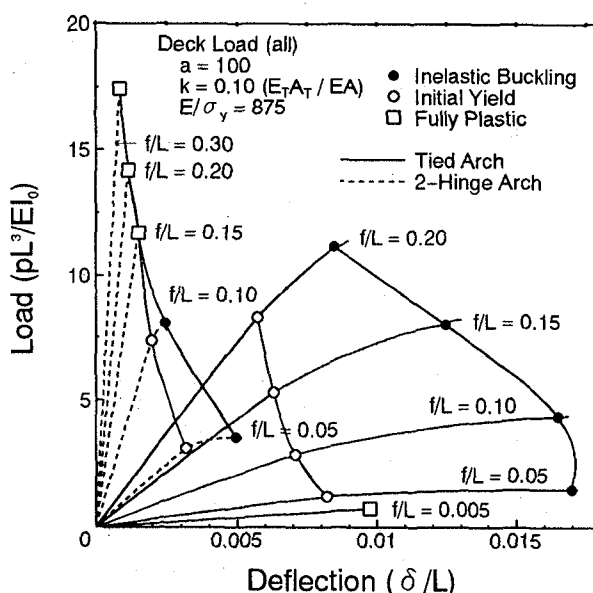


図-9 荷重-たわみ曲線

点、■印は弾性座屈点を表している。縦軸は限界水平反力パラメータ σ_H/σ_y (σ_H :限界水平応力、 σ_y :降伏応力)であり、横軸は細長比である。実線が $k = 0.05$ 、点線が $k = 0.10$ 、一点鎖線が $k = 0.30$ を示す。また、同図には比較のために $f/L = 0.2$ の場合の耐荷力曲線も示している。

k の値によって、アーチ部材とタイ材との荷重抵抗分担率に変化する。タイ材の荷重分担率が大きくなると、それにもよってアーチ部材の耐荷力が増加するのは当然の結果である。同図より、2ヒンジアーチの場合でも、ライズスパン比 $f/L = 0.2$ のときは細長比が小さくなると全塑性となり、一方、ライズスパン比

$f/L = 0.05$ のときは初期降伏点から座屈点に至るまでには、まだ耐力を維持でき、その荷重値の差は大きくなる。また、タイドアーチの場合は、伸び剛性比 k の値が大きくなると初期降伏点と座屈点の差が大きくなり、細長比が小さいほどその差は大きくなる。細長比が大きくなると初期降伏点と座屈点はほぼ一致してくる。さらに、初期降伏点と座屈点ともに最大となる細長比が存在する。この最大となる点は、 k の値が大きいほど小さい細長比のところに移行する。例えば、 $k = 0.30$ のとき細長比200に、 $k = 0.10$ のとき細長比300のところで最大となる。このように、通常の f/L ($1/7 \sim 1/10$)のアーチとは異なった座屈特性をもつので、低ライズ

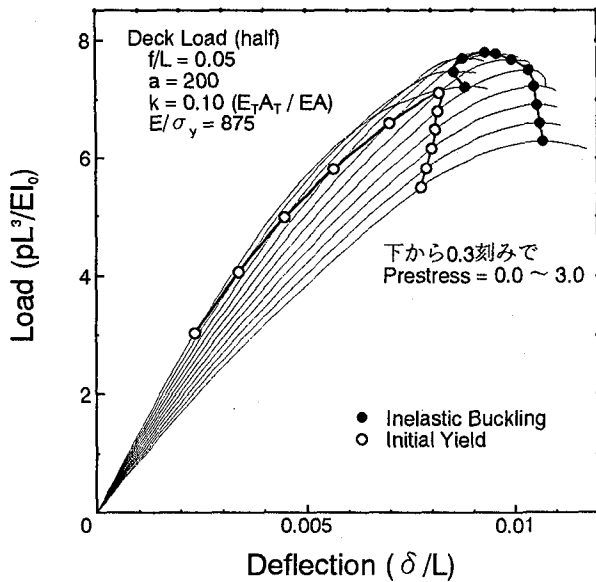


図-10 荷重-たわみ曲線

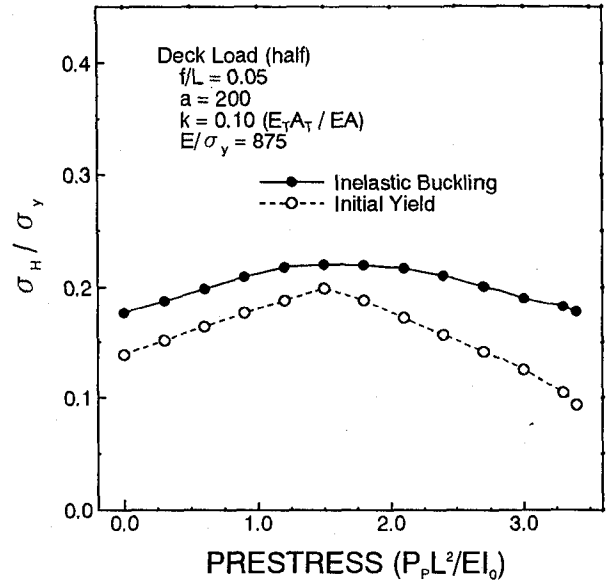


図-12 PS 導入による耐荷力曲線

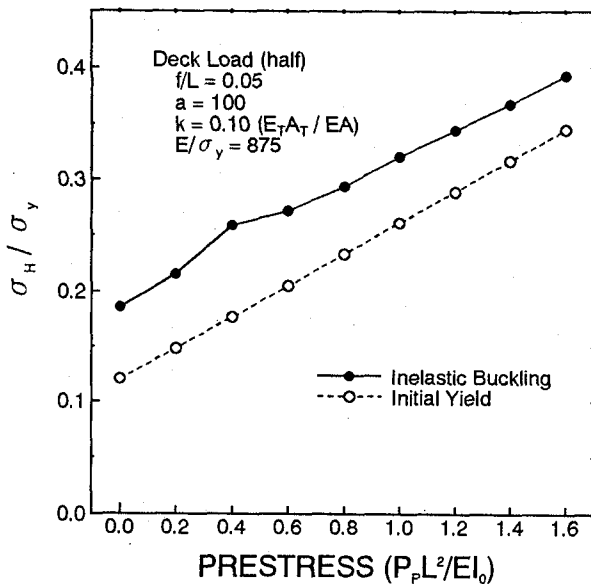


図-11 PS 導入による耐荷力曲線

のアーチあるいはタイドアーチとすることによって最大となる細長比が存在するものと考えられる。

5.3 ライズスパン比の影響

Fritz⁸⁾は、プレストレストタイドアーチ構造は、不経済にすることなくアーチの桁高を低くすることができると言及しているが、そのことを確認するためにライズスパン比を変化させた解析を行った。図-7、図-8は、細長比 $a = 100, 200$ とし放物線形状の薄肉箱型断面のタイドアーチに全載分布荷重を作用させ、ライズスパン比を変化させた場合の耐荷力への影響を示したものである。まず、図-7の細長比 $a = 100$ の場合、タイの伸び

剛性が十分大きい ($k = \infty$) 2 ヒンジアーチに近い構造では、 $f/L = 0.15$ より大きくなるとアーチ部材の初期降伏とともに全断面が塑性 (口印) してしまう。 $k = 0.1$ のときは、2 ヒンジアーチの場合に比べて初期降伏点、座屈点ともに小さくなるが、最大応力がライズスパン比 f/L の大きい側に移行している。また、初期降伏点と座屈点との差も f/L によって変化しており、図-7の例では $f/L = 0.15$ のときその差が大きくなっている。図-8の細長比 $a = 200$ の場合は、初期降伏点と座屈点との差は小さく $f/L = 0.20$ 以上では2 ヒンジアーチと同様の経路をたどっている。しかしながら、 $k = 0.10$ では $f/L = 0.20$ で最大となり低ライズの f/L では2 ヒンジアーチよりも耐荷力が小さくなる。

図-9は、ライズスパン比 $f/L = 0.005 \sim 0.20$ まで変化させたときの細長比 $a = 100$ 、伸び剛性比 $k = 0.10$ に全載分布荷重が作用した薄肉箱型断面タイドアーチの荷重-たわみ曲線を示したものである。 f/L が大きくなると耐荷力は大きくなり、初期降伏点と座屈点のたわみも小さくなっている。

5.4 プレストレスの影響

低ライズのタイドアーチにプレストレスを導入したとき、プレストレス量が耐荷力に及ぼす影響を明らかにするため、ライズスパン比 $f/L = 0.05$ 、細長比 $a = 200$ の放物線形状の薄肉箱型断面を有するタイドアーチに半載分布荷重を作用させたときの荷重-たわみ曲線を図-10に示す。曲線の下側から0.3刻みにプレストレス量 ($P_p L^2/EI_0$) を0.0~3.0まで変化させている。初期降伏点、座屈点ともにある値を境に耐荷力が減少していることがわかる。

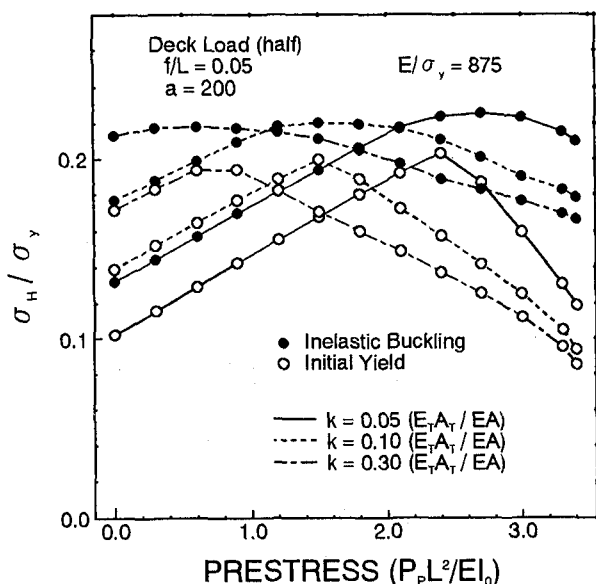


図-13 PS-伸び剛性比-耐荷力曲線

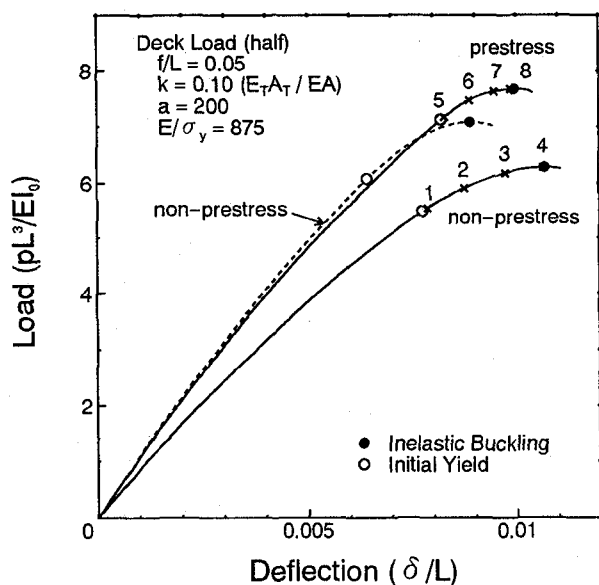


図-14 荷重-たわみ曲線

このことを明確にするために、図-11,12に、細長比 $a = 100, 200$ について、縦軸に耐荷力、横軸にプレストレス量をとった曲線を示す。細長比 $a = 100$ の場合は、プレストレス量を増加させると●印の座屈点と○印の初期降伏点が増大するのに対して、細長比 $a = 200$ の場合は、あるプレストレス量を境に減少している。この初期降伏点の最大部分をこの系に対しての最適プレストレス量と呼ぶことにする。図-12では、最適プレストレス量は $P_P L^2 / EI_0 = 1.5$ である。図-11では、プレストレス力でアーチリブが塑性になってしまう限界の値 ($P_P L^2 / EI_0 = 1.6$) を最適プレストレス量とした。

図-10,12に示すように、プレストレスを導入すると

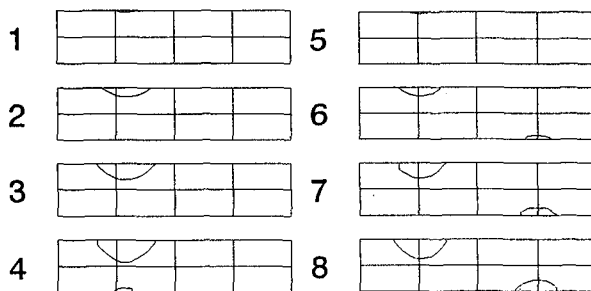


図-15 塑性域の進行状況図

耐荷力が増大するのはライズが高くなるためである。また、プレストレスを導入しすぎると耐荷力が低下するのは、偏載分布荷重、集中荷重の載荷の場合にみられる現象で、全載分布荷重ではみられない現象である。また、プレストレスを導入することは、アーチ部材に圧縮応力および、荷重とは逆のモーメントを導入することである。これら圧縮応力と逆曲げ応力が存在するため、タイドアーチの細長比、伸び剛性比 k によって最適なプレストレス量が存在するものと考えられる。

図-13は、プレストレス力および、伸び剛性比 k を変化したときの耐荷力に及ぼす影響を明らかにするためにライズスパン比 $f/L = 0.05$ 、細長比 $a = 200$ の放物線形状の薄肉箱型断面を有するタイドアーチに半載分布荷重を作用させたものについて示したものである。伸び剛性比 k を大きくしても、最大値はほぼ一致しているが、●印の座屈点と○印の初期降伏点の最大部分がプレストレス量の小さい側に移行しているのがわかる。

次に、細長比 $a = 200$ 、ライズスパン比 $f/L = 0.05$ 、伸び剛性比 $k = 0.10$ の放物線形状の薄肉箱型断面に半載分布荷重が作用したとき、最適プレストレス量 ($P_P L^2 / EI_0 = 1.5$) を導入した場合と導入しない場合の荷重-たわみ曲線およびアーチリブの塑性域の進行状況について、各々図-14および15に示す。図-14は、細長比 $a = 200$ のプレストレス導入の有無による荷重-たわみ曲線を示し、番号1～8の点での塑性の進行状況を図-15に示す。プレストレスを導入していない場合、番号1でアーチリブ左端から1/4点上面に塑性域が発生する。番号3付近でアーチリブ左端から1/4点下面に塑性域が見られるようになり、番号4付近では塑性域がかなり広範囲に進行する。プレストレスを導入した場合、番号5でアーチリブ左端から1/4点上面に塑性域が発生する。番号6付近でアーチリブ左端から3/4点下面に塑性域が見られるようになり、番号8付近では塑性域がかなり広範囲に進行する。以上のようにプレストレス力の有無で塑性域の進行状況に違いがあり、また、最適なプレストレス量を導入するとプレストレスを導入していない場合に比べて、初期降伏点、座屈点が増大するとともに、アーチの抵抗機構によりたわみが

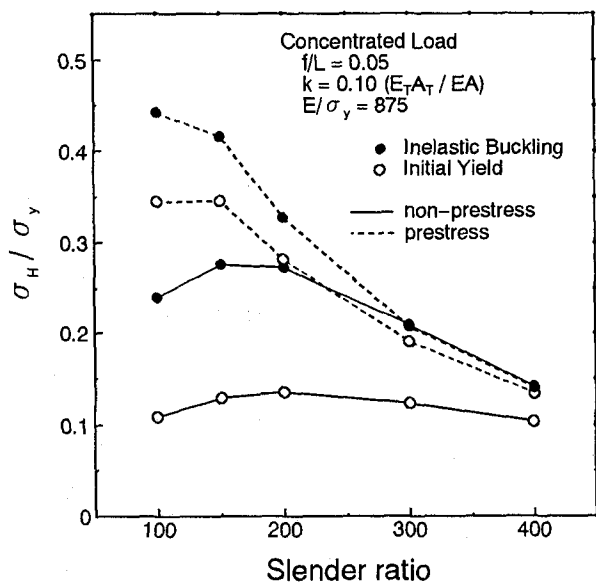


図-16 耐荷力曲線

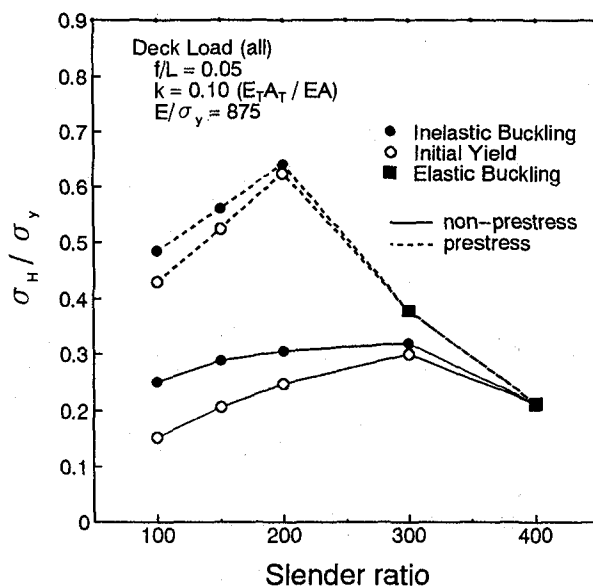


図-17 耐荷力曲線

低減され構造全体の剛性が増大することがわかる。なお図-14の点線は、プレストレスの導入に伴いアーチのライズが高くなるが、それと同じライズスパン比 f/L をもつプレストレスが導入されていない場合の解析結果である。プレストレスにより耐荷力が増大することがわかる。

図-11,12に示すようにアーチの細長比 a により最適な導入プレストレス量が異なる。図-16~18は細長比 a のタイドアーチに最適プレストレス量を導入したとき、プレストレスを導入していないときの耐荷力曲線を示したものである。各々、図-16は集中荷重、図-17は全載分布荷重、図-18は半載分布荷重の耐荷力曲線である。実線はプレストレス量が0の場合、点線は最適プレストレス量を導入したものである。いずれの荷重条件に対しても細長比が小さい場合は最適なプレストレス量を導入すると初期降伏点や座屈点が大きく増大していることがわかる。しかし、細長比が大きくなるとプレストレスの影響が見られなくなる。

6. まとめ

プレストレスを導入したタイドアーチ構造の耐荷力特性を明らかにするため、筆者らの一人が提示した方法を応用して複合非線形解析を行った。数値解析結果からタイドアーチ構造の耐荷力特性は以下のようにまとめられる。

1) タイとアーチリブの伸び剛性比により、タイドアーチの耐荷力曲線は変化し、耐荷力が最大となる細長比が存在する。それはタイの伸び剛性が大きいほど小さい細長比の方に移行する。また、タイの伸び剛性が

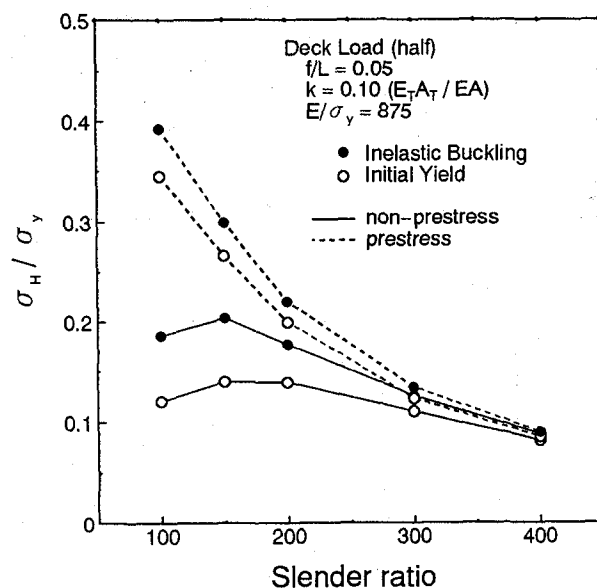


図-18 耐荷力曲線

大きくなると、初期降伏点と座屈点の差が増大する。

2) 2 ヒンジアーチに比べてタイドアーチでは耐荷力は小さく、特にライズが低くなるほど2 ヒンジアーチより小さくなる。また、耐荷力曲線が最大となるライズスパン比 f/L があり、タイドアーチではその値は f/L が大きい方に移行する。

3) タイドアーチにプレストレスを導入した場合、初期降伏点、座屈点が最大となるような最適なプレストレス量が存在する。また、タイの伸び剛性により最適プレストレス量は異なり、同一のライズスパン比、細長比のとき、タイの伸び剛性が大きいほど最適プレストレス量は小さくなるが、最適プレストレスを導入した場

合の耐荷力はタイの伸び剛性を変化させてもほぼ同じである。

4) 最適プレストレス量を導入すると、一般にプレストレスを導入しない場合に比べて耐荷力が増大するとともに、アーチの形態抵抗によりたわみが低減され構造全体系の剛性が増大する。

5) 集中、全載分布、半載分布のいずれの荷重条件に対しても、最適プレストレス量を導入すると耐荷力が増大し、細長比が小さいほどその影響は大きい。

7. あとがき

本論文ではケーブルとアーチとの組み合わせた構造形式の中で最も単純なタイドアーチに対しての耐荷力特性について報告したが、ケーブルとアーチの組み合わせは、サスペンアーチなどのように力学的にも景観的にも最適な構造形式の選択の自由度が大きい。

形態抵抗機構としてのアーチと応力制御機構としてのプレストレスにより、外荷重による曲げ応力を低下させることができるので、鋼材量が少なくすることができるだけでなく、運搬・施工が容易となり、支持構造や基礎構造の負担も減じることができる。さらに、曲げ応力の低下とともに構造全体の変形を小さく抑えることができるので、荷重超過や耐荷力の低下あるいは過剰振動など、現在、鋼橋に発生している種々の問題を克服するための補強方法の一つとなり得る可能性も考えられる。今後は、以上のことを考慮し実構造を対象として研究を進めていく予定である。

最後に、本研究を進めるに際して、ショーボンド建設(株)吉田弘氏には、故日本大学理工学部川口昌宏教授からプレストレスト鋼構造に関する文献を、摂南大学工学部波田凱夫教授からプレストレス・アーチ桁の試設計に関する文献をご提供して頂く労をとって頂きましたのはじめ、数多くのご助言、ご鞭撻を賜りました。また、九州工業大学工学部出光隆教授には、数値解析を行っていく上で、実構造との関連性において多くのご助言を戴きました。ここに、記して謝意を表します。

なお、本研究は平成6年度文部省科学研究費(奨励研究A)、トステム建材産業振興財団及びウェスコ土木技術振興基金の補助の一部で行われたことを付記し、ここに謝意を表します。

付録

$$[A_{pt}] = [\gamma_{pt}] ,$$

$$B_{1t} = r_f \gamma_{12} + \gamma_{13}$$

$$B_{2t} = -(r_f + \delta_1 X_{2f}) \gamma_{21} + \delta_1 X_{1f} \gamma_{22} + \delta_3 X_{1f} \gamma_{23} + \delta_1 \gamma_{24} + \delta_3 \gamma_{25}$$

$$B_{3t} = -\delta_2 X_{2f} \gamma_{31} + \delta_2 X_{1f} \gamma_{32}$$

$$-\delta_1 X_{1f} \gamma_{33} + \delta_2 \gamma_{34} - \delta_1 \gamma_{35}$$

$$B_{4t} = -\lambda \bar{q}_f \gamma_{41} + \lambda \bar{p}_f \gamma_{42} + \gamma_{46}$$

$$B_{5t} = -r_f \gamma_{56}$$

$$B_{6t} = r_f \gamma_{65} \quad (p, t = 1 \sim 6)$$

$$\gamma_{12} = \frac{\alpha_{ii}}{\cos \phi_i} (r_i + \delta_1 X_{2i}) , \quad \gamma_{13} = \frac{\alpha_{ii}}{\cos \phi_i} \delta_2 X_{2i} ,$$

$$\gamma_{14} = \frac{\alpha_{ii}}{\cos \phi_i} \lambda \bar{q}_i , \quad \gamma_{21} = -\frac{\alpha_{ii}}{\cos \phi_i} r_i ,$$

$$\gamma_{22} = 1 - \frac{\alpha_{ii}}{\cos \phi_i} \delta_1 X_{1i} , \quad \gamma_{23} = -\frac{\alpha_{ii}}{\cos \phi_i} \delta_2 X_{1i} ,$$

$$\gamma_{24} = -\frac{\alpha_{ii}}{\cos \phi_i} \lambda \bar{p}_i , \quad \gamma_{31} = -\frac{\alpha_{ii}}{\cos \phi_i} ,$$

$$\gamma_{32} = -\frac{\alpha_{ii}}{\cos \phi_i} \delta_3 X_{1i} , \quad \gamma_{33} = 1 + \frac{\alpha_{ii}}{\cos \phi_i} \delta_1 X_{1i} ,$$

$$\gamma_{42} = -\frac{\alpha_{ii}}{\cos \phi_i} \delta_1 , \quad \gamma_{43} = -\frac{\alpha_{ii}}{\cos \phi_i} \delta_2 ,$$

$$\gamma_{52} = -\frac{\alpha_{ii}}{\cos \phi_i} \delta_3 , \quad \gamma_{53} = \frac{\alpha_{ii}}{\cos \phi_i} \delta_1 ,$$

$$\gamma_{56} = -\frac{\alpha_{ii}}{\cos \phi_i} r_i , \quad \gamma_{64} = -\frac{\alpha_{ii}}{\cos \phi_i} ,$$

$$\gamma_{65} = \frac{\alpha_{ii}}{\cos \phi_i} r_i ,$$

$$\gamma_{11} = 1 , \quad \gamma_{44} = 1 , \quad \gamma_{55} = 1 , \quad \gamma_{66} = 1 ,$$

$$other \quad \gamma_{tp} = 0 ,$$

$$X_1 = -\frac{L^2}{EI_0} Q , \quad X_2 = -\frac{L^2}{EI_0} N$$

α_{if} は Simpson の多分割数値積分法における重み係数で次の値である。

i	f						
	0	1	2	3	4	5	6 ...
1	12	12					
2	8	32	8				
3	9	27	27	9			
4	8	32	16	32	8		
5	9	27	27	17	32	8	
6	8	32	16	32	16	32	8
⋮							

$\times \frac{1}{24m}$

参考文献

- 1) 斉藤 公男：張弦梁構造の理念と応用，structure No.13, pp.39-45
- 2) 池田 尚治・則武 邦具・山口 隆裕・南 浩郎：吊床版構造を活用した自碇式複合PC橋に関する研究，プレストレストコンクリート技術協会 第3回シンポジウム論文集，pp.207-212, 1992.11.
- 3) 川口 衛：構造力学と経済学だけに縛られずロマンを持つてつくるべし，日経コンストラクション 8-25, pp82-86, 1995
- 4) 松田 浩・鶴田 健・森田 千尋・崎山 毅・原田 哲夫：高耐久性PIC版を用いたアーチの構造特性に関する基礎的研究，構造工学論文集，Vol.39A, pp97-104, 1993.3

- 5) 松田 浩・鶴田 健・崎山 毅・原田 哲夫: プレストレスを導入した PIC タイドアーチの力学特性, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.17, No.2, 1995
- 6) 川口 昌宏: プレストレス (PS) 鋼構造, 土木学会誌, 50-6, pp62-69, 1965
- 7) Dischinger: Stahlbrücken im Verbund mit Stahlbetondruckplatten bei Gleichzeitiger Vorspannung durch Hochwertige Seile, Der Bauingenieur, Vol.24, No.11.12(11.12.1949)
- 8) B.Fritz: The Use of Prestressed Steelwork for Wide Spans, Civil Eng. Public Works Review. Vol.56.No.655
- 9) 堀米 昇・工藤 哲: 鋼索を用いた 2 連連続プレストレスト合成桁について, 第 6 回日本道路会議論文集, pp561-563
- 10) 平岡 英明・外崎 忍・西堀 忠信・藤井 卓: 橋梁などにおけるプレストレスの応用とその問題点について, 第 7 回日本道路会議論文集, pp635-639
- 11) 宮本 文穂・森川 英典・平田 勝己: プレストレスト鋼桁の静的・動的挙動と補修・補強への適用に関する研究, 建設工学研究所報告第 34 号, 1992.11
- 12) M.Amde: Inelastic Buckling of Prestressed Sandwich or Homogeneous Arches. Proc.of ASCE. ST. vol.119. No.9
- 13) 波田 凱夫 監: プレストレス・アーチ桁の試設計, 摂南大学工学部卒業論文
- 14) 崎山 毅: 変断面任意アーチの幾何学的非線形性解析, 土木学会論報告文集, 第 289 号, pp.31-42, 1979.
- 15) 崎山 毅: 変断面任意アーチの面内複合非線形性解析, 土木学会論報告文集, 第 310 号, pp.11-20, 1981.
- 16) 新家 徹・頭井 洋・波田 凱夫: アーチの面内耐荷力解析と模型実験, 土木学会論文集, 第 263 号, pp.11-23, 1977

(1995 年 9 月 18 日 受付)