

両端で水平に弾性支持された平面アーチ状鋼構造の弾塑性座屈荷重評価

加藤史郎 *1
樋口直也 *2
中澤祥二 *3
吉野達矢 *4
小田憲史 *5

梗 概

本研究では、弾性支持されたアーチの弾塑性座屈荷重の評価方法を提案する。評価の手順は以下のようになる。(1) FEM 線形座屈解析から線形座屈荷重を算出する。ここでは、線形座屈荷重の略算法も提案する。(2) 形状初期不整敏感性を考慮したアーチの弾性座屈の結果に基づいて、弾性座屈のための妥当なノックダウンファクターを設定する。(3) 座屈を評価するのに最も適切な部材を特定部材 (m) とする。(4) 特定部材 (m) の弾性座屈軸力を基本に正規化細長比を定める。(5) この正規化細長比を用いて柱の座屈強度を求め、これを基本にしてアーチの弾塑性座屈荷重を算定する。この一連の評価方法で得られる弾塑性座屈荷重の精度を検討し、方法の有効性を示す。

1. はじめに

骨組膜構造では、膜を支える構造がアーチ状の骨組の場合が多い。このアーチ状の骨組は、鋼などの細い線材で構成されているため、むくり度合いや部材特性の組み合わせによっては座屈が現れる。橋梁分野ではピン支持アーチの耐荷力に関する研究^{1,2)}が蓄積されてきたが、建築構造分野、特に骨組膜構造分野に関しては、しばしば使用されるにもかかわらず、設計的な検討が殆ど進んでいない^{3,4)}。また、骨組膜構造の支持条件としては、上部構造であるアーチを下部構造である RC 柱などで支える場合が多く、アーチの座屈に及ぼす下部構造の影響が想定されるにも関わらず、この影響も検討されていない。

そこで本研究では、下部構造の剛性を考慮でき、かつ、簡易な解析でアーチの座屈荷重を推定する方法を検討するため、両端弾性支持されたアーチの座屈を分析する。弾性支持されたアーチを対象として、むくり度合い、部材特性、下部構造の水平支持剛性、積雪等による偏載荷重、および、施工による形状初期不整を考慮して、座屈荷重を分析する。分析結果に基づいて特定部材の正規化細長比と柱の圧縮強度曲線を利用したアーチの弾塑性座屈荷重推定法^{5,6)}の適用性を検討し、かつ、この圧縮強度曲線を利用して軸力と曲げモーメントを

考慮したアーチの断面算定法の有効性を検討する。

2. 対象とする構造モデル

2.1 アーチの半開角、部材細長比

対象モデルは、図 1 に示すような下部構造を RC 柱等の弾性支持構造によって支えられた部分円弧の平面アーチである。上部構造である部分円弧アーチは、21 個の直線部材で近似する。また、アーチの弧長は任意でよいが、ここでは例として 40[m] ($l_0=20$ [m]) を仮定する。全体形状に関するパラメータとしてアーチの半開角 ϕ_0 を採用し、表 1 に示すように 20[°] から 5[°] 毎に 40[°] までとした。なお、要素部材長は、 $l=2.0$ [m] とし両端部材のみ $l/2=1.0$ [m] とした。また、下部構造は、弾性支持ばねに置換する。弾性支持水平剛性を k_H とし、その影響を考慮する。

部材は、全長にわたり一様な鋼管 (弾性係数 $E=205$ [kN/mm²]、降伏応力度は $\sigma_y=235$ [N/mm²]) を想定し、節点は剛接とする。部材の断面積は任意でよいが、解析例では $A=10000$ [mm²] と一律とし、曲げ剛性についてはアーチ円弧の半分 l_0 を近似的に座屈長さとして設定し、次式の部材細長比 λ_0 をパラメータとして採用する。部材細長比 λ_0 は、表 2 に示すように 40 から 20 毎に 200 までを対象とした。

*1 豊橋技術科学大学建設工学系・教授、工学博士
*2 豊橋技術科学大学機械・構造システム工学専攻
大学院生・修士 (工学)

*3 豊橋技術科学大学建設工学系・助教、博士 (工学)
*4 太陽工業株式会社 技術研究所、博士 (工学)
*5 高知工業高等専門学校建設システム工学科、工学博士

$$\lambda_0 = l_0/r_g, \quad r_g = \sqrt{I_y/A} \quad (1)$$

ただし、 r_g は、部材の断面二次半径であり、降伏軸力 N_y 、全塑性モーメント M_p 、管径 d_0 および管厚 t は以下の式を用いる。

$$N_y = A \cdot \sigma_y, \quad M_p = d_0^2 \cdot t \cdot \sigma_y \quad (2)$$

$$d_0 = 2\sqrt{2} \cdot l_0/\lambda_0, \quad t = A/(\pi \cdot d_0) \quad (3)$$

2.2 弾性支持水平剛性の無次元化

図2に示すように $P=1$ で水平方向に荷重された両端ローラー一支持のアーチの変位 δ_0 を求める。曲げ剛性のみで評価すると次式が得られる。

$$2 \cdot \delta_0 = \int_{-\phi_0}^{\phi_0} \frac{M(\phi) \cdot \bar{M}(\phi)}{EI} \cdot R \cdot d\phi \quad (4)$$

\bar{M} は、 $P=1$ による曲げモーメントである。

したがって、アーチの軸剛性 k_A として、次式が定義できる。

$$k_A = 1/(2\delta_0) \quad (5)$$

なお、 k_A として次の値が得られる。

$$k_A = \frac{EI_y}{R^3 \left\{ \phi_0 \times (2 + \cos 2\phi_0) - \frac{3}{2} \sin 2\phi_0 \right\}} \quad (6)$$

弾性支持水平剛性を次式で無次元化し支持剛性倍率 ξ を採用する。なお、 k_H は下部構造の弾性支持水平剛性である。

$$\xi = k_H/k_A \quad (7)$$

下部構造の k_H は、RC柱を想定しているためアーチの水平方向剛性 k_A に比べてある程度大きなものになると仮定し、支持剛性倍率 ξ は6,7,10,15,20,30,60,100, ∞ を検討している。なお、 $\xi=\infty$ はピン支持とする。また、本研究の準備計算において、当該アーチの線形座屈における1次モードが逆対称モードとなる範囲は、 ξ が7程度以上であると判断できたので、以下での議論は、 ξ が10以上の場合に限定する。

2.3 荷重条件、形状初期不整

荷重分布として等分布と偏載を想定する。円弧アーチ部分の両端節点以外のすべての節点に荷重するものとし、座屈計算のための基本荷重として節点あたり $P_0=9.8$ [kN]を設定する。評価方法の妥当性の検討で使用する非線形解析では、この荷重に比例した荷重を用いる。ここで、雪荷重を想定する偏載

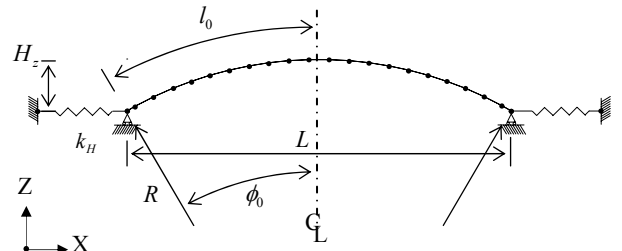


図1 全体形状

表1 全体形状諸元

| ϕ_0 [deg.] | 20 | 25 | 30 | 35 | 40 |
|-----------------|------|------|------|------|------|
| R [m] | 57.3 | 45.8 | 38.2 | 32.7 | 28.6 |
| L [m] | 39.2 | 38.7 | 38.2 | 37.6 | 36.8 |
| H_z [m] | 3.5 | 4.3 | 5.1 | 5.9 | 6.7 |
| l_0 [m] | 20.0 | | | | |

表2 部材細長比と管径

| λ_0 | 40 | 60 | 80 | 100 | 120 | 140 | 160 | 180 | 200 |
|-------------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|
| d_0 [m] | 1.41 | 0.94 | 0.71 | 0.57 | 0.47 | 0.40 | 0.35 | 0.31 | 0.28 |

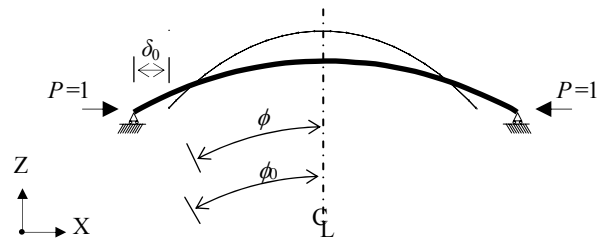


図2 アーチの水平方向剛性

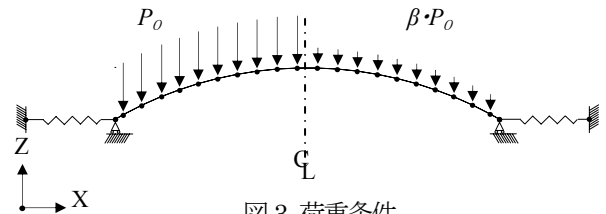


図3 荷重条件

表3 スパンLに対する初期不整量

| ϕ_0 [deg.] | 20 | 25 | 30 | 35 | 40 |
|-----------------|-------|-------|-------|-------|-------|
| $L/1000$ [mm] | 39.19 | 38.74 | 38.20 | 37.56 | 36.83 |

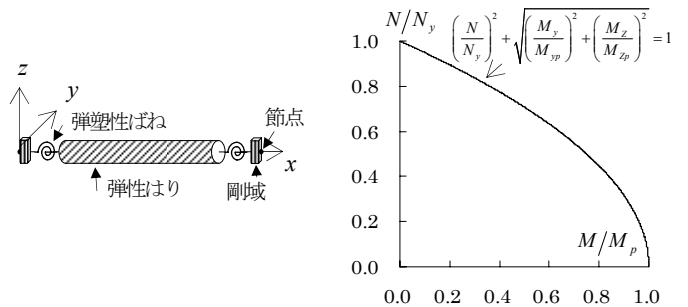


図4 両端ばねモデル

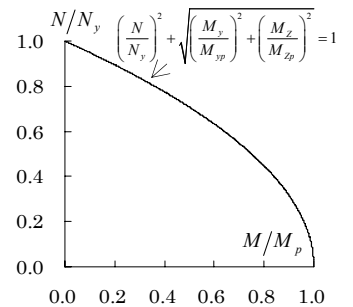


図5 降伏曲面

は、図3に示すように偏載度 β を採用し、偏載度 $\beta=1/3$ を用いる。 $\beta=1.0$ に対応する分布は、等分布荷重となる。

評価方法で必要となるノックダウンファクターを設定するため、完全形状（完全な部分円弧）だけではなく、形状初期不整のあるアーチについて座屈解析を実施する。形状初期不整は、円弧アーチ部分の両端節点以外すべての節点に鉛直成分のみ導入し、分布形状は完全形状の一次の線形座屈モードと相似形とする。ただし、不整量は鉛直成分の最大値 w_0 がスパン L の $1/1000$ （表3）となる形状初期不整量とする。

3. 座屈解析法

3.1 線形座屈解析

ここで提案する評価方法では、線形座屈荷重が必要となる。このための解析法として多くは、はり要素の線形剛性マトリックス $[K_L]$ および幾何剛性マトリックス $[K_G]$ を利用した次の一般固有値解析が使用される。評価方法の提案の過程で必要となる線形座屈において、本研究でもこの方法を使用して、線形座屈荷重と座屈モードを求める⁷⁾。

$$[[K_L] - \lambda_{cr}^{lin} [K_G]] = 0 \quad (8)$$

3.2 弾性座屈解析、弾塑性座屈解析

本評価方法では直接には必要でないが、評価方法の妥当性検討の過程で使用する座屈解析では、幾何学的非線形性と材料学的非線形性を考慮する。数値解析⁸⁾は、荷重-変位曲線の初期段階を荷重増分法、それ以降は変位増分法を用いる。弾性座屈荷重および弾塑性座屈荷重は、荷重-変位曲線の最初の極大点を採用した。

解析に用いる1要素を図4に示す。部材の両端に部材降伏を表現するばねを設定し、ばねの軸剛性 K_{Ax} および曲げ剛性 K_{By}, K_{Bz} は、式(9), (10), (11)に示す値を設定した。部材降伏後、弾塑性ばねは、図5で示す降伏曲面を流動すると仮定する。また、はり要素は弾性体と仮定し、部材両端の剛域長さはゼロとする。なお下部構造の水平剛性は、弾性ばねで表現する。

$$K_{Ax} = 1000 \cdot \frac{E \cdot A}{l} \quad (9)$$

$$K_{By} = 1000 \cdot \frac{E \cdot I_y}{l} \quad (10)$$

$$K_{Bz} = 1000 \cdot \frac{E \cdot I_z}{l} \quad (11)$$

4. 線形座屈荷重の略算法、弾性座屈荷重推定のためのノックダウンファクター

4.1 両端ピン支持の線形座屈荷重の評価 等分布荷重の場合

等分布荷重を受ける両端ピン支持されたアーチの線形座屈荷重の推定値^{es} $P_{cr(\infty)}^{lin}$ を略算法から求める。

E.Hurlbrink⁹⁾によれば、等分布荷重を受ける円弧アーチの線形座屈荷重 q_{cr}^{lin} は式(12)のように表される。ただし、単位長さ当たりの荷重である。

$$q_{cr}^{lin} = \frac{EI_y}{R^3} \cdot \left(\frac{\pi^2}{\phi_0^2} - 1 \right) \quad (12)$$

また、円弧アーチの膜力の釣合式

$$\frac{N_0}{R} = q_0 \quad (13)$$

より、式(14)が得られる。

$$\frac{N_{cr}^{lin}}{R} = \frac{EI_y}{R^3} \cdot \left(\frac{\pi^2}{\phi_0^2} - 1 \right); \quad N_{cr}^{lin} = \frac{\pi^2 EI_y}{R^2 \cdot \phi_0^2} \cdot \left(1 - \frac{\phi_0^2}{\pi^2} \right) \quad (14)$$

本研究では、対象としている円弧アーチは扁平なものを想定しているため、 $(\phi_0/\pi)^2$ が1に比べて十分小さいので、式(15)のように考えることができる。

$$N_{cr}^{lin} = \frac{\pi^2 EI_y}{l_0^2} \quad (15)$$

従って、扁平なアーチの単位長さ当たりの線形座屈荷重^{es} q_{cr}^{lin} は式(16)、1節点当たりの線形座屈荷重は式(17)となる。式(17)を用いることで等分布荷重を受ける扁平なアーチの線形座屈荷重^{es} $P_{cr(\infty)}^{lin}$ を推定することが出来る。

$$q_{cr}^{lin} = \frac{1}{R} \cdot \frac{\pi^2 EI_y}{l_0^2} \quad (16)$$

$$P_{cr(\infty)}^{lin} = l \times q_{cr}^{lin} \quad (17)$$

式(17)で得られた線形座屈荷重^{es} $P_{cr(\infty)}^{lin}$ とマトリックス法の線形座屈解析により得られた線形座屈荷重^{lin} $P_{cr(\infty)}^{lin}$ を比較し、線形座屈荷重推定式の有用性を確認する。

図6に線形座屈解析より求めた線形座屈荷重^{lin} $P_{cr(\infty)}^{lin}$ と線形座屈荷重推定式(17)による線形座屈荷重^{es} $P_{cr(\infty)}^{lin}$ の比を示す。平均値 $\mu=1.001$ 、標準偏差 $\sigma=0.01$ であり、^{es} $P_{cr(\infty)}^{lin}$ には十分な推定精度がある。つまり、

$$P_{cr(\infty)}^{lin} \doteq P_{cr(\infty)}^{lin} \quad (18)$$

に等しいと言える。

4.2 両端ばね支持の線形座屈荷重の評価 等分布荷重の場合

等分布荷重を受ける両端ばね支持されたアーチの線形座屈荷重 ${}^{es}P_{cr(\xi)}^{lin}$ を推定する略算法を提案する。

等分布荷重を受ける両端ばね支持されたアーチに対して、半開角 ϕ_0 、部材細長比 λ_0 を変化させマトリックス法で線形座屈解析を進め、線形座屈荷重 $P_{cr(\xi)}^{lin}$ を求める。 $P_{cr(\xi)}^{lin}$ と等分布荷重を受ける両端ピン支持されたアーチの線形座屈荷重 $P_{cr(\infty)}^{lin}$ の比を図7に示す。横軸は、支持剛性倍率 ξ である。

支持剛性倍率 ξ が増大すると、座屈荷重は、両端ピン支持されたアーチに近づく。この傾向は、半開角 ϕ_0 や細長比 λ_0 には殆ど無関係である。

そこで、支持剛性倍率 ξ を 10 以上に制限し、最小二乗法で近似する式(19)を求めた。

$$f(\xi) = \frac{P_{cr(\xi)}^{lin}}{P_{cr(\infty)}^{lin}} = \frac{1}{1 - 0.225 \cdot e^{-0.047\xi}} \quad (19)$$

${}^{es}P_{cr(\infty)}^{lin} \doteq P_{cr(\infty)}^{lin}$ が成り立つ場合、両端ピン支持されたアーチの線形座屈荷重推定式 (17) と式(19)より、両端弾性支持されたアーチの線形座屈荷重 ${}^{es}P_{cr(\xi)}^{lin}$ の近似式(20)が得られる。

$${}^{es}P_{cr(\xi)}^{lin} = f(\xi) \cdot {}^{es}P_{cr(\infty)}^{lin} \quad (20)$$

$${}^{es}P_{cr(\infty)}^{lin} = l \times \frac{1}{R} \cdot \frac{\pi^2 EI_y}{l_0^2} \quad (21)$$

等分布荷重を受ける両端ばね支持されたアーチの線形座屈荷重推定式である式(20)の有用性を確認するため、線形座屈解析により得られた線形座屈荷重 $P_{cr(\xi)}^{lin}$ の ${}^{es}P_{cr(\xi)}^{lin}$ に対する比を図8に、 $P_{cr(\xi)}^{lin}$ の ${}^{es}P_{cr(\infty)}^{lin}$ に対する比を図9に示す。

図8において、平均値 $\mu=1.005$ 、標準偏差 $\sigma=0.017$ であり、式(20)の十分な推定精度が確認できる。したがって等分布荷重を受ける扁平な両端弾性支持アーチの線形座屈荷重推定式(20)が線形座屈荷重推定に使用できる。

また、図9から水平弾性支持とピン支持の線形座屈では、座屈荷重にそれほど大きな差が無いことが理解できる。平均値 $\mu=1.081$ 、標準偏差 $\sigma=0.055$ であり、式(20)ほど精度は高くないが、両端ばね支持されたアーチの線形座屈荷重として、ピン支持の線形座屈荷重を代用することが可能である。

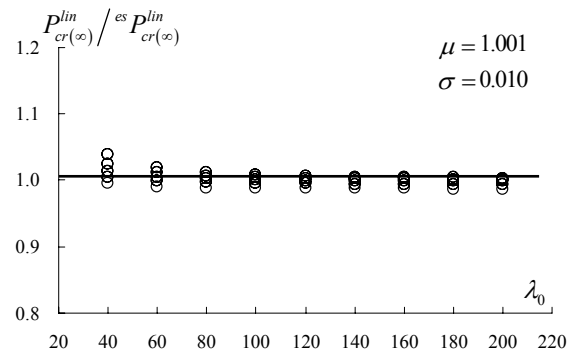


図6 線形座屈荷重推定式の検定

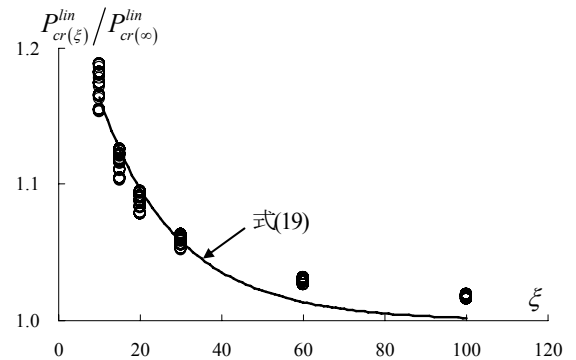


図7 座屈荷重比-支持剛性倍率関係 (等分布荷重)

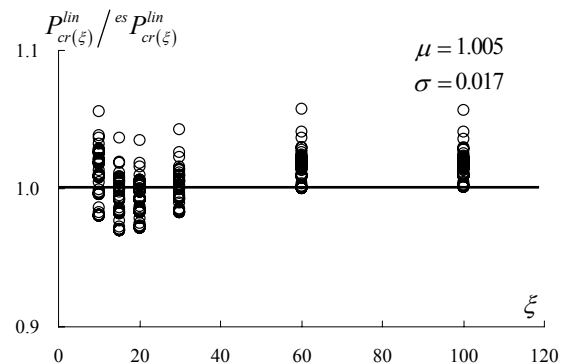


図8 線形座屈の推定式

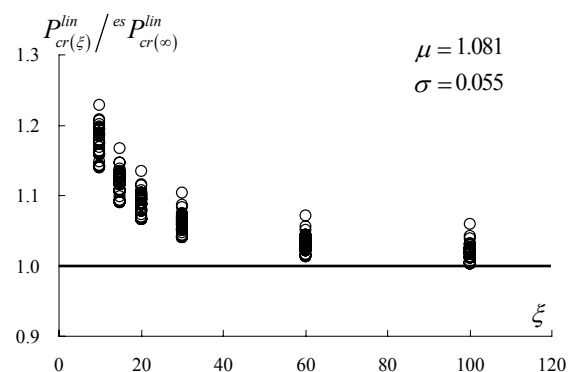


図9 線形座屈の推定式

4.3 形状初期不整のある弾性支持アーチの弾性座屈荷重とロックダウンファクター $\alpha_{0(\xi)}$

本評価法では、ロックダウンファクターが必要となる。座屈前の幾何学的非線形性や形状初期不整は座屈荷重に影響する。弾性座屈荷重に与える初期不整の影響を定量化するため、ロックダウンファクター $\alpha_{0(\xi)}$ を次のように定義する。ここで、 $P_{cr(\xi)}^{lin}$ は、形状初期不整の無いアーチが弾性支持された場合の線形座屈荷重、 $P_{cr(\xi, imp)}^{el}$ は形状初期不整がある場合の座屈荷重である。なお、初期不整として表3の値を用いる。

$$\alpha_{0(\xi)} = \frac{P_{cr(\xi, imp)}^{el}}{P_{cr(\xi)}^{lin}} \quad (22)$$

図10は等分布荷重、図11は偏載荷重の場合であるが、支持剛性倍率 $\xi=100$ の初期不整導入アーチにおける細長比 λ_0 と $\alpha_{0(\xi)}$ の関係を示している。なお、同じ細長比 λ_0 に対して半開角 $\phi_0=20\sim 40$ のアーチの $\alpha_{0(\xi)}$ が示されている。細長比 $\lambda_0=40$ あたりでは、 $\alpha_{0(\xi)}$ がほかのものに比べやや低い値を示す傾向が見られるが、細長比 λ_0 の大小による変化は比較的少ない。また、標準偏差 σ_a は小さいことから半開角 ϕ_0 の影響も小さいと言える。一方、偏載荷重ではロックダウンファクターの値が等分布荷重に比べ小さくなる傾向にある。

図12は等分布荷重、図13は偏載荷重の場合であるが、半開角 $\phi_0=20$ の初期不整導入アーチにおける支持剛性倍率 ξ と $\alpha_{0(\xi)}$ の関係を示す。支持剛性倍率 ξ が40から20に低下するにつれ、 $\alpha_{0(\xi)}$ は曲線を描き低下している。これらから、半開角 ϕ_0 や細長比 λ_0 の変化による座屈前の幾何学的非線形性に与える影響は小さいが、支持剛性倍率 ξ による影響は大きいことが理解できる。やはり、偏載荷重の方が、ロックダウンファクターの値が、等分布に比べ小さくなる傾向にある。

ここでは、等分布荷重時のロックダウンファクター $\alpha_{0(\xi)}$ を、標準として扱うこととする。この理由は5節以降に示す。なお、安全側で評価するため、図14および表4に示すように

$$\alpha_{0(\xi)} = \mu_a - 2\sigma_a \quad (23)$$

と、各支持剛性倍率での平均値 μ_a から標準偏差 σ_a の2倍を差し引いたものをロックダウンファクター $\alpha_{0(\xi)}$ として用いる。なお、任意の ξ に関しては線形補間して値を定めるものとする。

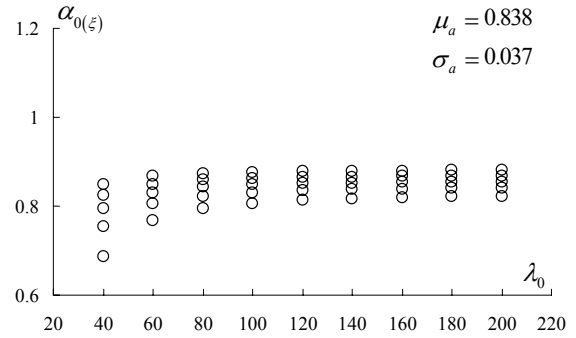


図10 細長比-座屈低減係数の関係
(等分布荷重, $\xi=100$)

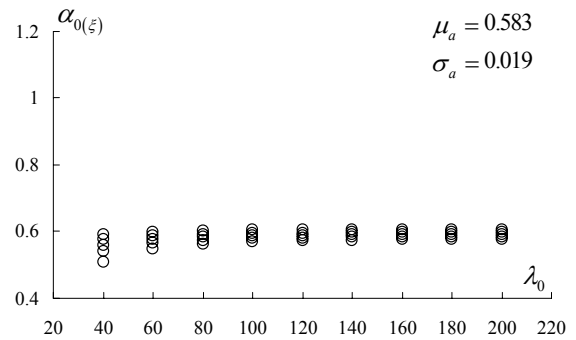


図11 細長比-座屈低減係数の関係
(偏載荷重, $\xi=100$)

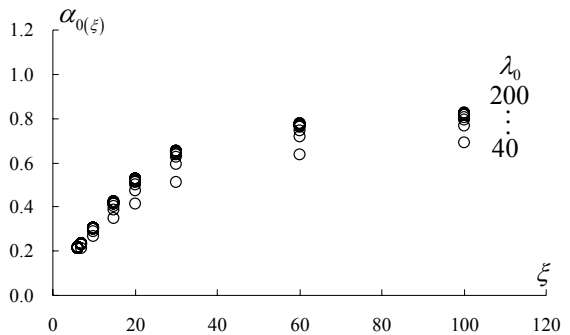


図12 支持剛性倍率-座屈低減係数の関係
(等分布荷重, $\phi_0=20^\circ$)

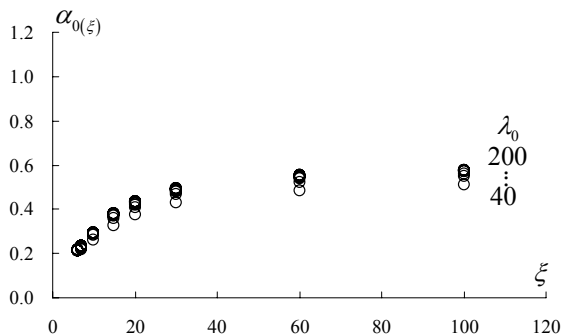


図13 支持剛性倍率-座屈低減係数の関係
(偏載荷重, $\phi_0=20^\circ$)

4.4 等分布荷重を受ける形状初期不整のある弾性座屈荷重の近似的評価

4.1 節、4.2 節で両端ピン支持された円弧アーチ及び両端弾性支持された円弧アーチの線形座屈荷重の推定式を議論し、推定式(20)で線形座屈荷重が精度良く得られることがわかった。4.3 節では、座屈前の幾何学的非線形性や形状初期不整が座屈荷重に与える影響をロックダウンファクター $\alpha_{0(\xi)}$ で評価した。したがって、これらを用いることで形状初期不整のある等分布荷重に対するアーチの弾性座屈荷重が、式(24)で近似的に評価できる。

$$P_{cr(\xi)}^{el} = \alpha_{0(\xi)} \times f(\xi) \times l \times R \times \frac{\pi^2 EI}{\ell_0^2} \quad (24)$$

なお、1次線形座屈モードが逆対象モードとなる場合について議論しており、ここでは、 $10 \leq \xi$ となる領域に限定する。ただし、 $f(\xi)$ は、図9に示すようにピン支持においてもそれほど大きな差はないため以降の議論では $f(\xi)$ は1.0とする。

5. 弾塑性座屈性状および弾塑性座屈耐力の評価法の提案

5.1 弾塑性座屈性状

$\phi_0=30$, $\lambda_0=100$, $\xi=100$ のアーチについて、図16.a, 16.bにそれぞれ完全形状と初期不整導入アーチの等分布荷重 (P は1節点当たりの荷重) を受ける弾性、弾塑性の荷重-変位関係を示す。注目節点は、アーチ頂部である図15のA点とする。なお、perfectとimperfectは形状初期不整がない場合とある場合である。(i)等分布荷重を受ける完全形状アーチの弾性座屈荷重は、逆対称変形による分岐で決まり、98.7[kN]であり、形状初期不整があると弾性座屈荷重は、91.9[kN]まで低下する。この低減度合いについては、既に、4.3節で触れ、評価式を与えた。(ii)一方、弾塑性座屈荷重においては、完全形状アーチの76.5[kN]に比べ形状初期不整導入アーチは、68.7[kN]まで低下させた。これは、形状初期不整導入アーチでは完全形状アーチに比べ曲げモーメントの値がやや大きく、部材の塑性化を早期化し、耐力を低下させるからである。

図16.c, 16.dは、 $\phi_0=30$, $\lambda_0=100$, $\xi=100$ のアーチが偏載荷重を受ける場合の結果である。完全形状と初期不整導入アーチの弾性、弾塑性の荷重-変位関係を示す。注目節点は、アーチ頂部である図15のA点とする。(i)偏載荷重を受けるアーチの場合、弾性座屈荷重は、完全形状アーチと初期不整導入ア

表4 各支持剛性倍率 ξ での座屈低減係数

| ξ | μ_α | σ_α | $\alpha_{0(\xi)} = \mu_\alpha - 2\sigma_\alpha$ |
|----------|--------------|-----------------|---|
| 6 | 0.228 | 0.011 | 0.207 |
| 7 | 0.245 | 0.012 | 0.222 |
| 10 | 0.317 | 0.017 | 0.284 |
| 15 | 0.435 | 0.027 | 0.380 |
| 20 | 0.543 | 0.038 | 0.467 |
| 30 | 0.672 | 0.042 | 0.588 |
| 60 | 0.792 | 0.039 | 0.714 |
| 100 | 0.838 | 0.037 | 0.763 |
| ∞ | 0.905 | 0.035 | 0.835 |

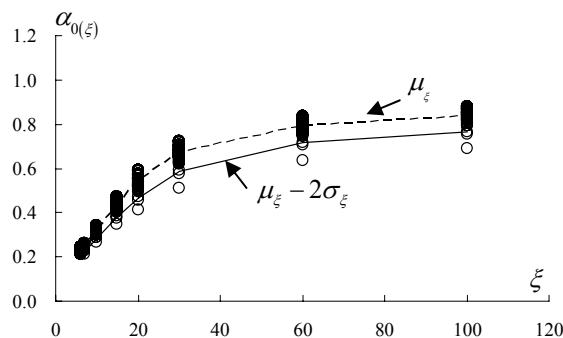


図14 支持剛性倍率-座屈低減係数の関係 (等分布荷重; 表1, 2のすべてのモデル)

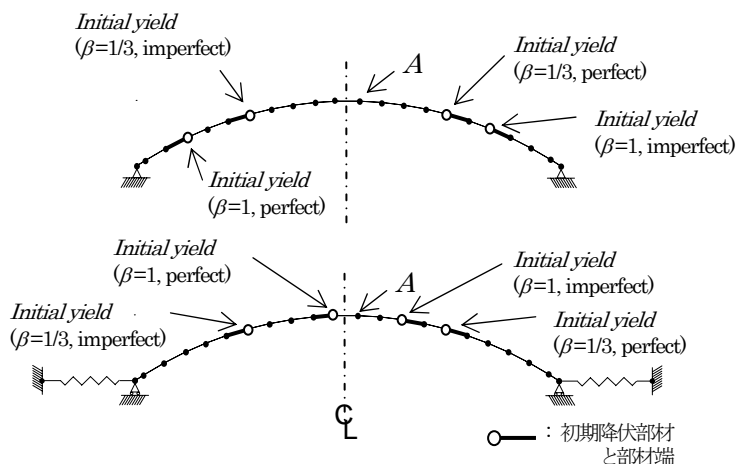


図15 注目節点

アーチとも線形座屈荷重から低下するが、節点当たり $P=95$ [kN] 前後とほとんど同じで、かつ、等分布荷重の座屈荷重とほぼ等しくなる。(ii)一方、弾塑性座屈荷重においては、等分布荷重での完全形状アーチが76.5[kN]であったのに比べ偏載荷重での完全形状アーチは36.1[kN]と低い値を示している。また、等分布荷重での形状初期不整導入アーチが68.7[kN]であったのに対して偏載荷重での形状初期不整導入アーチは34.6[kN]と低下する。これは、偏載荷重では等分布荷重に比べ曲げモーメントの値が大きく、主に曲げモーメントが部材の塑性化を早期化し、耐力を低下させるからである。

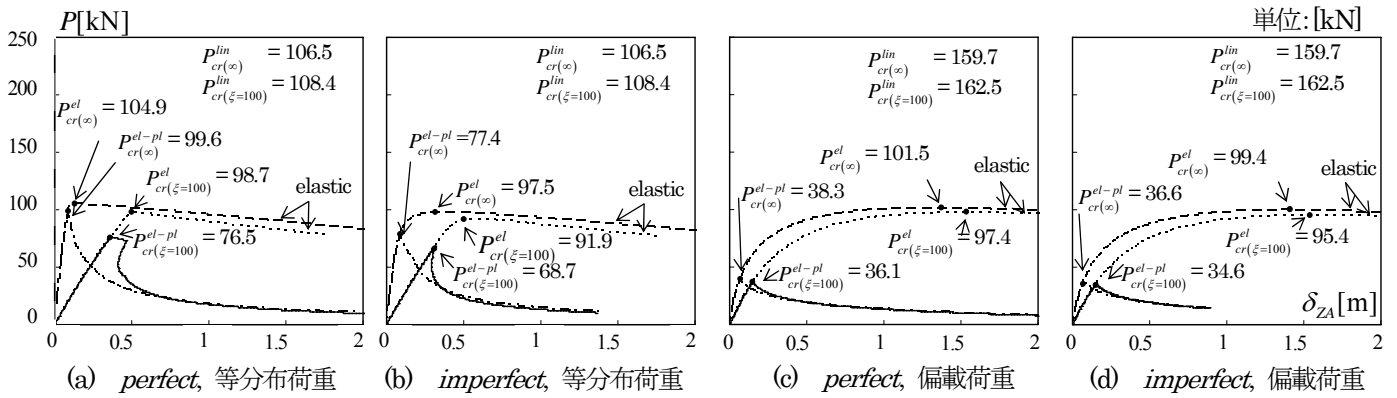


図 16 $P - \delta_Z$ 関係 ($\phi=30, \lambda_0=100$)

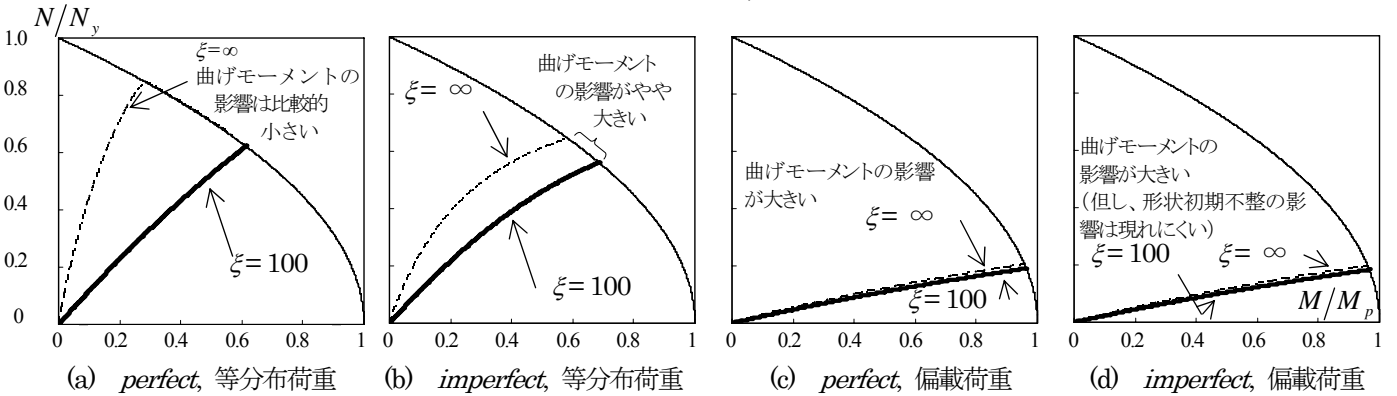


図 17 $N - M$ 相関 ($\phi=30, \lambda_0=100$)

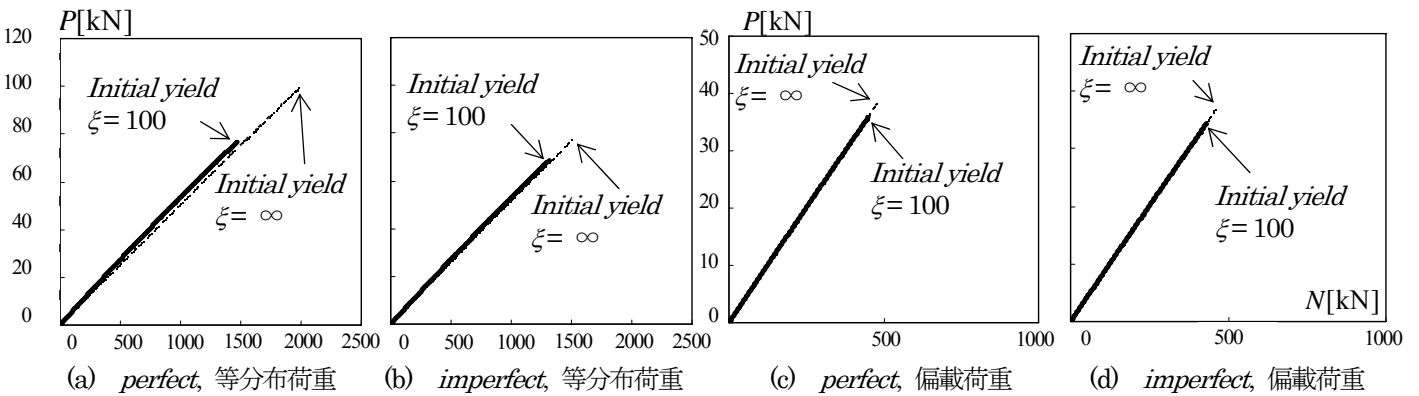


図 18 $P - N$ 関係 ($\phi=30, \lambda_0=100$)

等分布荷重を受けるアーチに関して、図 17.a、17.b に最初に塑性化する部材の $N - M$ 相関、図 18.a、18.b に荷重-断面力 の関係を示す。なお、最初に塑性化する部材は、図 15 の Initial yield ($\beta=1, \text{Imperfect}$) など示しており、○印の点の応力を用いている。(i) 等分布荷重を受ける完全形状アーチでは、ある程度の値の曲げモーメントが発生するため、部材の塑性化に曲げモーメントが関与する。しかし、部材の降伏に至るまで荷重・軸力、また、荷重・曲げモーメント関係はほぼ線形となる。

(ii) 一方、初期不整導入したアーチは、載荷初期ではほぼ完

全形状アーチと同じ線形的な $N - M$ 相関を示しているが、やや幾何非線形性が強くなり、また、曲げモーメントの発生も増大する。しかし、荷重・軸力、あるいは荷重・曲げモーメント関係は依然として線形性が強い。ただし、完全形状と比較して、やや早期に部材降伏が発生する。

(iii) これらの傾向は、支持剛性倍率 $\xi=\infty$ での両端ピン支持アーチと比較すると、より強調される。

偏載荷重を受けるアーチに関して、図 16.c、16.d に最初に塑性化する部材の部材端の $N - M$ 相関、図 17.c、17.d に荷重-断面力 の関係を示す。(i) 偏載荷重を受ける完全形状アーチで

は載荷初期から降伏に至るまで大きく曲げの影響を受け、等分布荷重時とは異なり曲げが支配的となった。(ii)ただし、荷重-断面力関係は、ほぼ線形性を保つ。(iii)初期不整を導入したアーチでは、ほぼ完全形状アーチと同じ N - M 相関を示しており、弾塑性座屈荷重にも、両者の差は殆どなく、曲げモーメントの影響が大きく現れ、初期不整の影響はあるものの、弾塑性座屈荷重には直接現れない。(iv)また、支持点における支持剛性の影響も大きく現れない。

これらのことを勘案すると、(i)偏載荷重の影響は、荷重-断面力関係に強く現れ、特に、曲げモーメントが大きく発生して部材の塑性化が早められ耐力に至ることが理解できる。したがって、この影響は、軸力と曲げモーメントの強度相関で評価する必要がある。(ii)また、等分布荷重時には、ある程度形状初期不整の影響が現れ、偏載荷重時においても形状初期不整の影響は等分布荷重時とはほぼ同程度にあると考えられる。しかし、偏載荷重の影響がより大きく現れる。(iii)したがって、耐力の評価にあつては、幾何非線形による座屈軸力を適切に評価し、一方で、材料非線形では曲げモーメントと軸力の相関を適切に評価することが肝要であることが理解できる。

5.2 特定部材

これまで述べてきたアーチの挙動では、特に、偏載荷重を受ける場合には曲げモーメントの影響が耐力に及ぼす効果が大きいことが判明しているため、これを考慮した耐力推定をまず議論すべきとも考えられる。しかし、ここでは、まず、曲げモーメントの影響が大きくないと仮定し、議論を進め、後ほど、曲げモーメントの影響を考慮することとする。

部分円弧アーチでは軸力はほぼ一様であるが、その中でも軸心力度が一番大きな部材があるはずであり、他の部材より早く塑性化する可能性が高いことが想定される。曲げモーメントの影響が大きくない場合、あるいは、ドームのような場合で殆ど曲げモーメントが小さい場合には、このような分析が従来からなされてきた。⁶⁸⁾

そこで、この部材が耐力に至れば、アーチに荷重の増加は期待できないと考え、アーチの耐力はこの部材が弾塑性座屈軸力に至る荷重として推定できることになる。

本研究では、部分円弧アーチでのすべての圧縮部材 j のうち線形座屈解析から得られる線形座屈軸力 $N_{cr(j)}^{lin}$ と降伏軸力 $N_{y(j)}$ の比が最大となる部材を、最も座屈に関係する部材と

して特定部材(m)と定義する。

5.3 正規化細長比

特定部材(m)に関して定める正規化細長比を用いて、弾塑性座屈軸力あるいは弾塑性座屈軸力をまとめる。座屈前の幾何学的非線形性や形状初期不整が座屈荷重に与える影響を考慮するために、マトリクス法から求める線形座屈軸力 $N_{cr(m)}^{lin}$ に表 4 および式(23)に示すノックダウンファクター $\alpha_{0(\xi)}$ を乗じて得られる弾塑性座屈軸力を用いて、特定部材(m)の正規化細長比 $\Lambda_{e(m)}$ を式(25)のように定義する。

$$\Lambda_{e(m)} = \sqrt{\frac{N_y}{\alpha_{0(\xi)} \cdot N_{cr(m)}^{lin}}} \quad (25)$$

5.4 弾塑性座屈軸力

図 19 は等分布荷重を受ける支持剛性倍率 $\xi = 100$ の両端弾性支持アーチにおける弾塑性座屈強度 $N_{cr(\xi)}^{el}$ 、 $N_{cr(\xi,imp)}^{el}$ と正規化細長比の関係を示す。 $N_{cr(\xi)}^{el}$ は完全形状の場合、 $N_{cr(\xi,imp)}^{el}$ は形状初期不整のある場合の結果であり、形状初期不整量は表 3 の値を用いた。図 20 は偏載荷重の場合の弾塑性座屈軸力である。なお、弾塑性座屈解析によって得られた弾塑性座屈荷重 $P_{cr(\xi,imp)}^{el}$ を用いて、部材軸力 $N_{cr(\xi,imp)}^{el}$ に次式で換算している。同様に、5.5 節で用いる部材軸力 $N_{cr(\xi,imp)}^{el-pl}$ も同様の手順で算出している。

$$N_{cr(\xi,imp)}^{el} = \frac{N_0}{P_0} \cdot P_{cr(\xi,imp)}^{el}, N_{cr(\xi,imp)}^{el-pl} = \frac{N_0}{P_0} \cdot P_{cr(\xi,imp)}^{el-pl} \quad (26)$$

ここで P_0 は節点荷重、 N_0 は特定部材の軸力であり、 N_0 は P_0 に対して線形弾性解析から求めるものとする。

等分布荷重では完全形状アーチの弾塑性座屈軸力(図 19)は、ほぼ、オイラー座屈曲線 ($1/\Lambda_{e(m)}^2$) に沿い、特に、形状初期不整がある場合には $1/\Lambda_{e(m)}^2$ でよく近似できている。偏載荷重では、完全形状の場合、形状初期不整のある場合はともに、同一の式 $1/\Lambda_{e(m)}^2$ でよく近似できている。このような性質は、ここで仮定した形状初期不整に関して、他のパラメータ(異なる ξ 、 ϕ_0 、 λ_0) のアーチについても成立しており、弾塑性座屈軸力 N_{cr}^{el} として、 $N_{cr}^{el}/N_y = 1/\Lambda_{e(m)}^2$ が適用できることが理解できる。

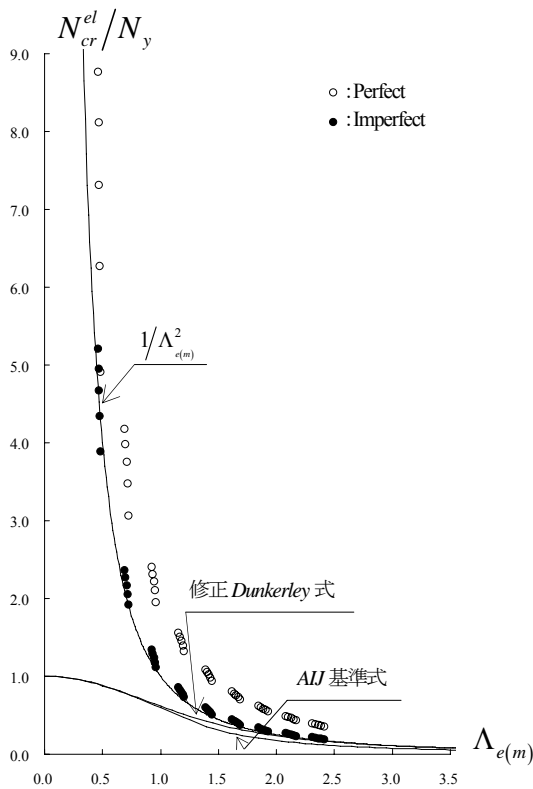


図 19 正規化細長比-弾性圧縮強度の関係
(等分布荷重, $\xi=100$, $\alpha_{0(\xi)}=0.76$)

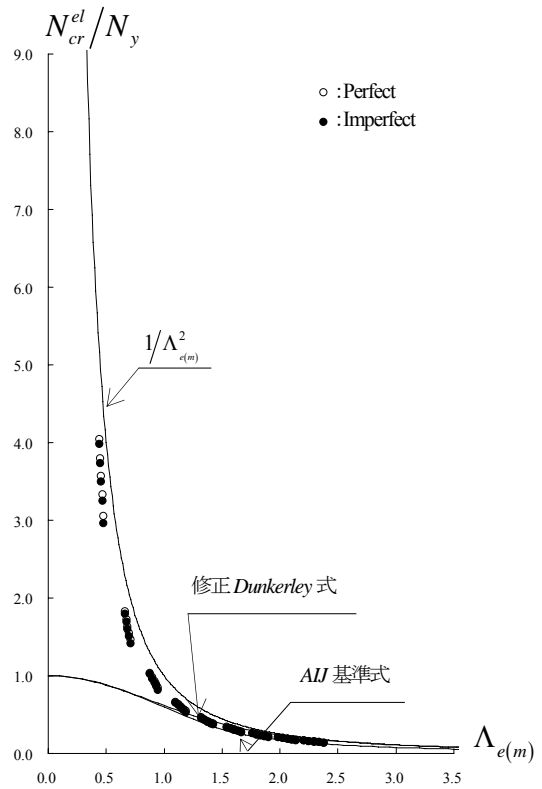


図 20 正規化細長比-弾性圧縮強度の関係
(偏載荷重, $\xi=100$, $\alpha_{0(\xi)}=0.76$)

5.5 弾塑性座屈軸力(圧縮強度)とその評価法

図 21、22 にマトリクス解析から求めた部材座屈軸力 $N_{cr(\xi)}^{el-pl}$ 、 $N_{cr(\xi,imp)}^{el-pl}$ を示す。 $N_{cr(\xi)}^{el-pl}$ は完全形状、 $N_{cr(\xi,imp)}^{el-pl}$ は形状初期不整のある場合である。ともに、式(26)で座屈荷重を部材軸力に換算したものである。なお、形状初期不整は表 3 の値を用いた。

部材の座屈軸力の推定式として、連続体シェルを対象に検討された経験式である式(27)の修正 *Dunkerley* 式⁸⁾および、式(28)の日本建築学会鋼構造設計規準の短期許容圧縮応力度¹⁰⁾(以下、AIJ 基準式)を採用する。

$$\Lambda_{e(m)}^2 \cdot \left(\frac{N_{cr}}{N_y} \right) + \left(\frac{N_{cr}}{N_y} \right)^2 = 1.0 \quad (27)$$

$$\frac{N_{cr}}{N_y} = \begin{cases} \frac{1-0.24 \cdot \Lambda_{e(m)}^2}{1 + \frac{4}{15} \cdot \Lambda_{e(m)}^2} & \text{for } \Lambda_{e(m)}^2 \leq 1/\sqrt{0.6} \\ \frac{9}{13 \cdot \Lambda_{e(m)}^2} & \text{for } \Lambda_{e(m)}^2 \geq 1/\sqrt{0.6} \end{cases} \quad (28)$$

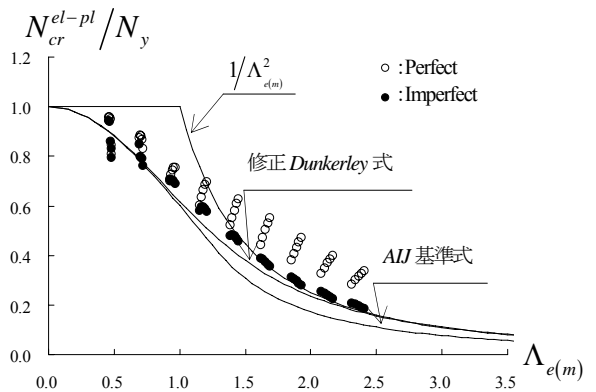


図 21 正規化細長比-弾塑性圧縮強度の関係
(等分布荷重, $\xi=100$, $\alpha_{0(\xi)}=0.76$)

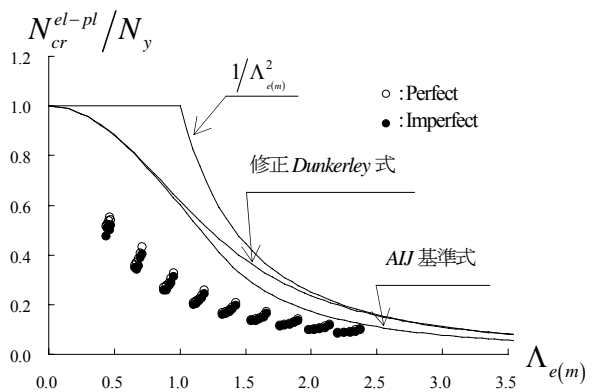


図 22 正規化細長比-弾塑性圧縮強度の関係
(偏載荷重, $\xi=100$, $\alpha_{0(\xi)}=0.76$)

図21の等分布荷重では、弾塑性座屈軸力（圧縮強度）は、式(27)、(28)でよく近似される。一方、偏載荷重の場合には、図22に示すように弾塑性座屈軸力は修正 *Dunkerley* 式等を大きく下回る。この原因は、偏載荷重を受けるアーチでは部材に生ずる曲げモーメントにより早期に部材の降伏が生ずるからである。この点については、以下の方法で問題点の解消を行う。

5.6 許容座屈係数を用いた弾塑性座屈荷重の評価

曲げの影響を考慮した許容座屈係数を用いて弾塑性座屈荷重を評価する方法を議論し、以下に弾塑性座屈荷重の評価法を示す。

まず、部材に軸力のみが作用するときの許容弾塑性座屈軸力（圧縮強度） ${}^a N_{cr}^{el-pl}$ 及び座屈応力度 ${}^a \sigma_{cr}^{el-pl}$ を定めるために修正 *Dunkerley* 式に安全率を導入した式(29)と式(28)の *AIJ* 基準式を推定式として採用する。また、弾性座屈軸力 ${}^a N_{cr}^{el}$ 及び座屈応力度 ${}^a \sigma_{cr}^{el}$ を定める式(30)として正規化細長比によるオイラーの座屈曲線を用いる。

$$\Lambda_{e(m)}^2 \cdot \left(\frac{F_{SB} \cdot {}^a N_{cr}^{el-pl}}{N_y} \right) + \left(\frac{F_{SM} \cdot {}^a N_{cr}^{el-pl}}{N_y} \right)^2 = 1.0 \quad (29)$$

$$\Lambda_{e(m)}^2 \cdot \frac{{}^a N_{cr}^{el}}{N_y} = 1.0 \quad (30)$$

ここで、 F_{SB} と F_{SM} はそれぞれ、表5に示すものであり、弾性座屈に対する安全率と材料に対する安全率である。 $F_{SB} = 2.50$, $F_{SM} = 1.75$ は、Kollarらによって提案された値¹¹⁾であり、*AIJ*（長期）と *AIJ*（短期）は学会式に準拠した許容応力度に対する安全率、そして、Ultimate の 1.00 は終局耐力に対する安全率 1.0 である。ただし、今回は、式(29)に関しては終局耐力に対する安全率 1.0 のみについて行っている。

これらの許容弾性、弾塑性座屈軸力は特定部材(m)の正規化細長比に基づき得られた値であるが、アーチを構成するすべての部材に適用する応力として採用する。各部材の基本荷重 P_0 に対するアーチの許容座屈係数は式(31)を用いて求める。

表5 安全率

| | Kollar | AIJ(長期) | AIJ(短期) | Ultimate |
|----------|--------|---------|---------|----------|
| F_{SB} | 2.50 | 2.17 | 1.44 | 1.00 |
| F_{SM} | 1.75 | 1.50 | 1.00 | 1.00 |

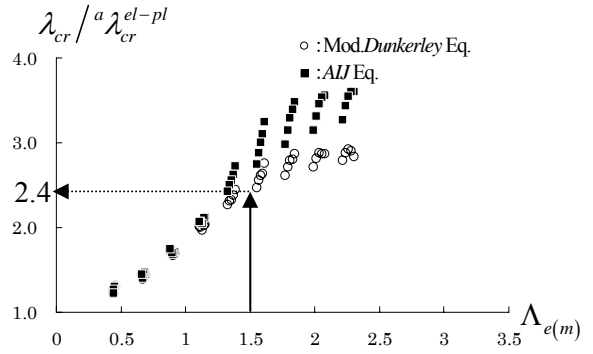


図23 座屈耐力評価
(等分布荷重, *perfect*, $\xi = \infty$)

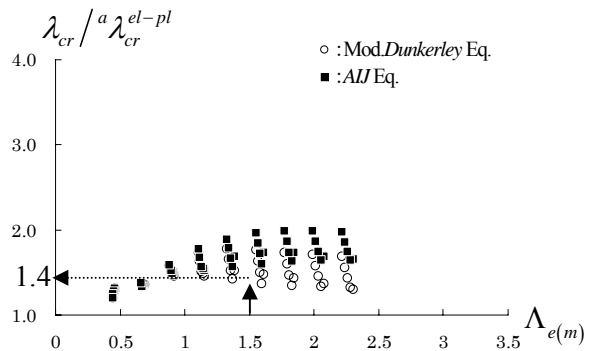


図24 座屈耐力評価
(等分布荷重, *imperfect*, $\xi = \infty$)

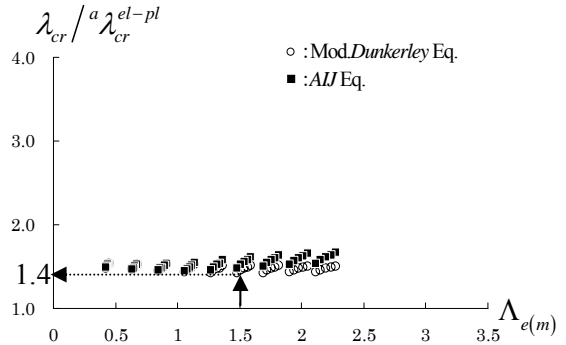


図25 座屈耐力評価
(偏載荷重, *perfect*, $\xi = \infty$)

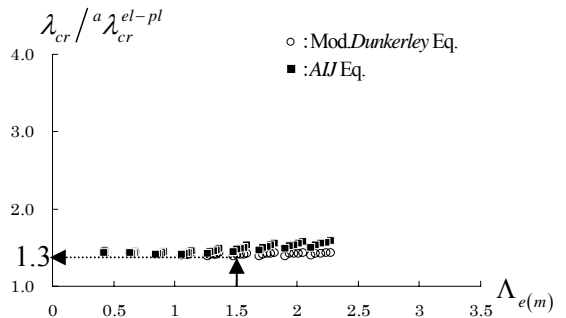


図26 座屈耐力評価
(偏載荷重, *imperfect*, $\xi = \infty$)

軸力と曲げモーメントの強度相関式として式(31)の線形式を用い、未知数である耐力係数 λ_{cr}^{el-pl} が簡単に求められる。また、許容応力度設計等でしばしば利用される式であり、実用的でもある。ここで、線形弾性解析により得られる基本荷重 P_0 を受ける両端弾性支持されたアーチ部分の曲げモーメント $M_{0(j)}$ および軸力 $N_{0(j)}$ を用いる。

$$\frac{\lambda_{cr}^{el-pl} \cdot N_{0(j)} \pm \lambda_{cr}^{el-pl} \cdot M_{0(j)}}{A_{eff(j)} \cdot \sigma_{cr}^{el-pl} \pm Z_{eff(j)} \cdot \sigma_y \cdot \left(1 - \frac{\lambda_{cr}^{el-pl} \cdot N_{0(j)}}{A_{(j)} \cdot \sigma_{cr}^{el-pl}}\right)} = 1.0 \quad (31)$$

ここで、本論では鋼管を想定しているため、有効断面積は $A_{eff(j)} = \pi \cdot d_0 \cdot t_{(j)}$ 、断面係数は $Z_{eff(j)} = \pi \cdot d_0^2 \cdot t_{(j)} / 4$ である。アーチ部分のすべての部材において式(31)で座屈荷重係数を計算した後、各部材の許容座屈係数から最小となるものを、そのアーチの許容座屈係数として採用する。

5.7 弾塑性座屈荷重の評価

式(31)に基づいて計算された値を、支持剛性倍率 $\xi = 10, 15, 20, 30, 60, 100, \infty$ に対応して求める。結果を図23から図38に示す。なお、 $\xi = 15, 30, 100$ については、紙面の都合上図を省略する。それぞれ等分布荷重を受ける両端弾性支持アーチおよび偏載荷重を受ける両端弾性支持アーチの許容座屈係数 λ_{cr}^{el-pl} と λ_{cr} の比を座屈耐力と示す。なお、形状初期不整形量は、表3を導入している。ここで、 λ_{cr} は弾塑性座屈解析によって得られる弾塑性座屈荷重 P_{cr}^{el-pl} より次式で求められる。

$$\lambda_{cr} = \frac{P_{cr}^{el-pl}}{P_0} \quad (32)$$

ここに示す座屈係数の比(= $\lambda_{cr} / \lambda_{cr}^{el-pl}$)は、弾塑性座屈荷重/許容座屈荷重を示し、部材断面の強度から定まる許容座屈荷重に対する弾塑性座屈荷重の割合を示している。この値がすべて1.0以上であることは、安全側に評価されていることを意味する。つまり、この比は、安全に対する余裕率と言い換えることができる。図23から図38によれば、すべてのケースが1.0を上回り安全に座屈荷重評価が出来ることを示す。例えば、 $\xi = \infty$ (ピン支持) の場合、断面が式(31)と修正Dunkerley式で設計されたアーチにおいて正規化細長比が $\Lambda_{e(m)} = 1.5$ のとき、余裕率は、それぞれ等分布荷重で完全形

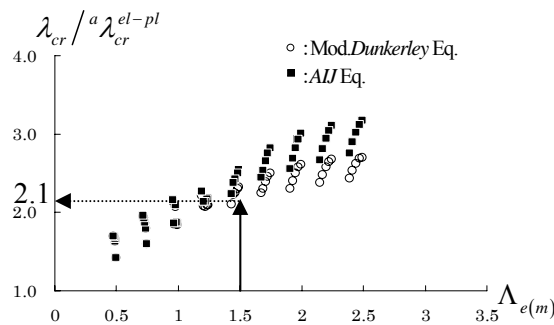


図27 座屈耐力評価 (等分布荷重, perfect, $\xi = 60$)

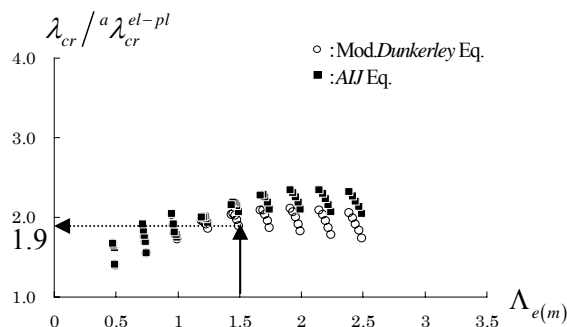


図28 座屈耐力評価 (等分布荷重, imperfect, $\xi = 60$)

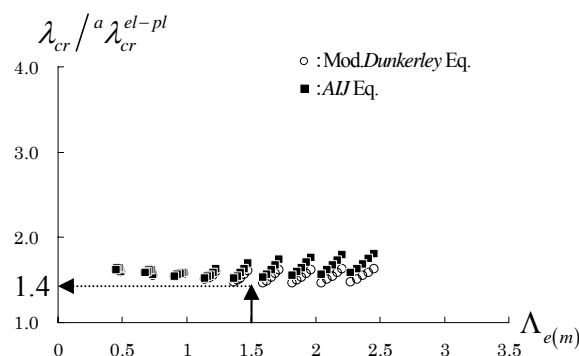


図29 座屈耐力評価 (偏載荷重, perfect, $\xi = 60$)

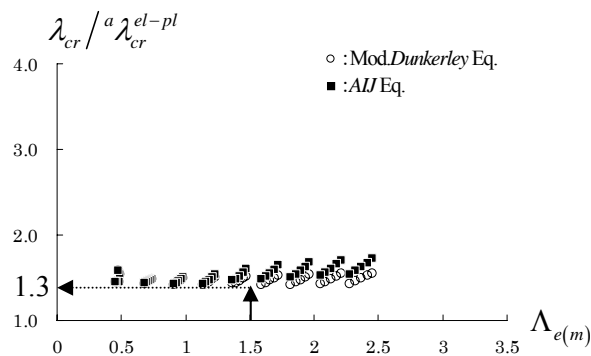


図30 座屈耐力評価 (偏載荷重, imperfect, $\xi = 60$)

状の場合 2.4、形状初期不整がある場合 1.4、偏載荷重で完全形状の場合 1.4、形状初期不整の場合 1.3 程度の値となる。

雪荷重のような偏載荷重では、正規化細長比の値にかかわらず、1.3~1.4 程度の値となっている。これらの結果から、式(30)、(31)を基本に、式(29)あるいは式(28)を用いれば、安全側に弾塑性座屈荷重(耐力)が推定できることが理解できる。

6. まとめ

両端で水平に弾性支持された鉛直荷重を受ける平面アーチを対象として座屈解析を行い、等分布荷重及び偏載荷重について座屈荷重を分析した。その結果に基づいて座屈荷重を推定する実用的な方法を示した。

ここで、得られる知見を以下に示す。

- 1) 等分布荷重に関して平面アーチ線形座屈荷重推定式を式(20)として提案した。線形座屈荷重推定式より得られた線形座屈荷重と線形座屈解析により得られる線形座屈荷重を比較し、線形座屈荷重推定式が十分な精度で有用であることを示した。
- 2) 初期不整 $L/1000$ に対する弾性座屈解析を通して、幾何学的非線形性が座屈荷重に与える影響をロックダウンファクター $\alpha_{(\xi)}$ として図 14 を提案した。このロックダウンファクター $\alpha_{(\xi)}$ は、半開角 ϕ や細長比 λ_0 の変化による影響は小さいが、支持剛性倍率 ξ による影響が大きいことを示した。
- 3) 平面アーチの線形座屈荷重推定式とロックダウンファクター $\alpha_{(\xi)}$ を用いることで、形状初期不整のある等分布荷重を受けるアーチの弾性座屈荷重推定式を式(24)として提案した。
- 4) 等分布荷重を受ける支持剛性倍率 ξ が極めて大きいアーチの場合は軸力が支配的であるが、支持剛性倍率 ξ が小さくなる場合や偏載荷重を受ける場合、部材の降伏は曲げモーメントの影響を大きく受けることを明らかにした。
- 5) 特定部材の正規化細長比と修正 *Dunkerley* 式に基いた部材座屈応力度を用いて、かつ、軸力と曲げモーメントを考慮に入れて座屈荷重評価法を提案した。この方法は、円弧アーチの座屈荷重を安全に精度よく評価できることを示した。初期不整として $w_{i0}=L/1000$ 及び偏載荷重として $\beta=1/3$ のみ検討したにすぎないため、今後の検討課題として $w_{i0}=L/500$, $w_{i0}=L/300, \beta=1/2, \beta=0$ など行う予定である。

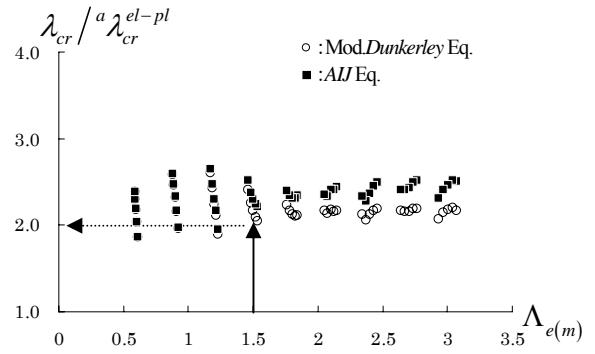


図 31 座屈耐力評価
(等分布荷重, *perfect*, $\xi=20$)

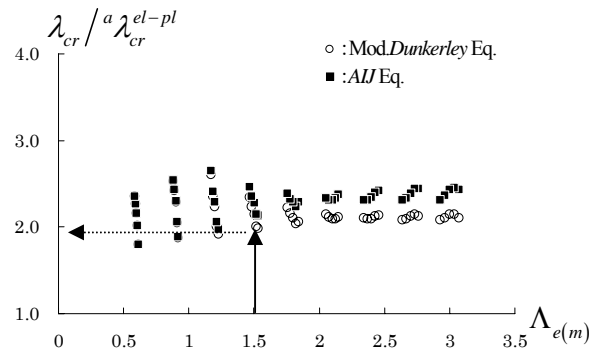


図 32 座屈耐力評価
(等分布荷重, *imperfect*, $\xi=20$)

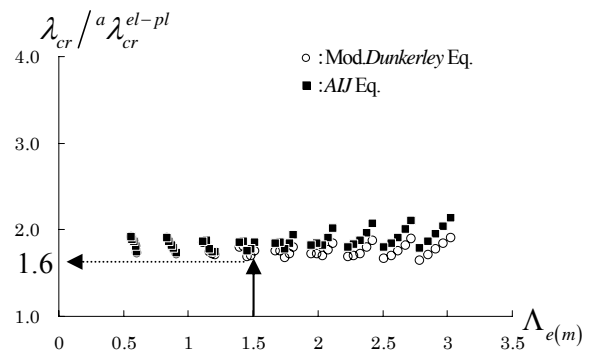


図 33 座屈耐力評価
(偏載荷重, *perfect*, $\xi=20$)

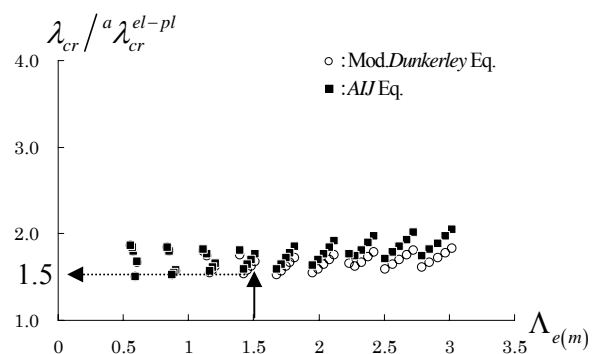


図 34 座屈耐力評価
(偏載荷重, *imperfect*, $\xi=20$)

<付> 許容座屈係数を用いた弾塑性座屈荷重推定法の手順

これまでに半開角 ϕ_0 （むくり度合い）、細長比 λ_0 （部材特性）、下部構造の水平支持剛性 ξ 、荷重条件 β 、形状初期不整 w_0 を考慮した両端弾性支持されたアーチに対して許容座屈係数 $^a\lambda_{cr}^{el-pl}$ を用いた弾塑性座屈荷重推定法が有用であることを5章で確認した。そこで、以下に弾塑性座屈荷重推定の手順をまとめておく。

両端弾性支持されたアーチ、半開角 ϕ_0 が45度程度以下、支持剛性倍率 ξ が10以上、等分布荷重に加え、偏載荷重で曲げモーメントの影響を大きく受ける場合も対象とし、次の手順で簡易的に弾塑性座屈荷重を推定する。

（ステップ1）まず、基本荷重 P_0 を受ける両端弾性支持されたアーチの線形座屈解析を行い、アーチ部分の j 要素の部材の軸力 $N_{0(j)}$ および曲げモーメント $M_{0(j)}$ を求める。（ステップ2）等分布荷重について線形座屈解析を進め、軸力により他の部材より早く塑性化する可能性の高い特定部材(m)を探し出し、この部材の弾性座屈軸力 $\alpha_{0(\xi)} N_{cr(m)}^{lim}$ から正規化細長比 $\Lambda_{e(m)}$ を定める。なお、表4、式(23)よりロックダウンファクター $\alpha_{0(\xi)}$ を用いる。（ステップ3）さらに、特定部材で定める許容弾性座屈軸力 $^a N_{cr}^{el}$ から座屈応力度 $^a \sigma_{cr}^{el}$ を、弾塑性座屈軸力 $^a N_{cr}^{el-pl}$ から座屈応力度 $^a \sigma_{cr}^{el-pl}$ を求める。なお、弾塑性座屈軸力 $^a N_{cr}^{el-pl}$ は修正 *Dunkerley* 式に安全率を導入した式(29)もしくは、式(28)の *AIJ* 基準式より定め、弾性座屈軸力 $^a N_{cr}^{el}$ は式(30)のオイラー座屈曲線を用いる。ただし、特定部材(m)によって定められた弾性座屈軸力 $^a N_{cr}^{el}$ 及び弾塑性座屈軸力 $^a N_{cr}^{el-pl}$ は、他の圧縮部材にも共通して適応する。

アーチ部分のすべての要素部材 j に対して式(31)で許容座屈係数 $^a\lambda_{cr(j)}^{el-pl}$ を計算する。なお、部材を鋼管と想定すると有効断面積は $A_{eff(j)} = \pi \cdot d_0 \cdot t_{(j)}$ 、断面係数は $Z_{eff(j)} = \pi \cdot d_0^2 \cdot t_{(j)} / 4$ となる。 $^a\lambda_{cr(j)}^{el-pl}$ は、具体的には、次式を採用する。

$$\frac{^a\lambda_{cr(j)}^{el-pl} \cdot N_{0(j)} \pm \frac{^a\lambda_{cr(j)}^{el-pl} \cdot M_{0(j)}}{Z_{eff(j)} \cdot \sigma_y \cdot \left(1 - \frac{^a\lambda_{cr(j)}^{el-pl} \cdot N_{0(j)}}{A_{(j)} \cdot ^a\sigma_{cr}^{el}}\right)}}{A_{eff(j)} \cdot ^a\sigma_{cr}^{el-pl}} = 1.0$$

$$^a\lambda_{cr}^{el-pl} = \frac{(g_{pl} + g_{el} + g_m) - \sqrt{(g_{pl} + g_{el} + g_m)^2 - 4 \cdot g_{el} \cdot g_{pl}}}{2 \cdot g_{el} \cdot g_{pl}} \quad (33)$$

$$g_{pl} = \frac{N_{0(j)}}{A_{eff(j)} \cdot ^a\sigma_{cr}^{el-pl}}, \quad g_{el} = \frac{N_{0(j)}}{A_{(j)} \cdot ^a\sigma_{cr}^{el}}, \quad g_m = \frac{M_{0(j)}}{Z_{eff(j)} \cdot \sigma_y}$$

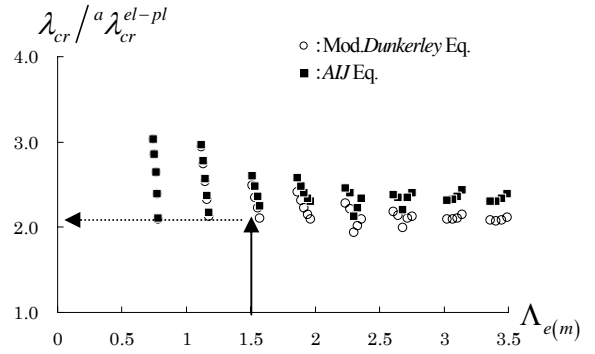


図 35 座屈耐力評価
(等分布荷重, *perfect*, $\xi=10$)

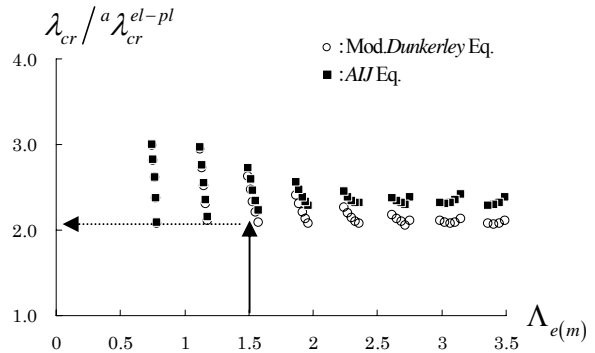


図 36 座屈耐力評価
(等分布荷重, *imperfect*, $\xi=10$)

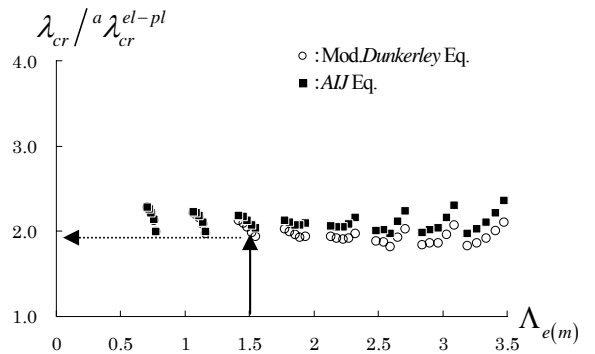


図 37 座屈耐力評価
(偏載荷重, *perfect*, $\xi=10$)

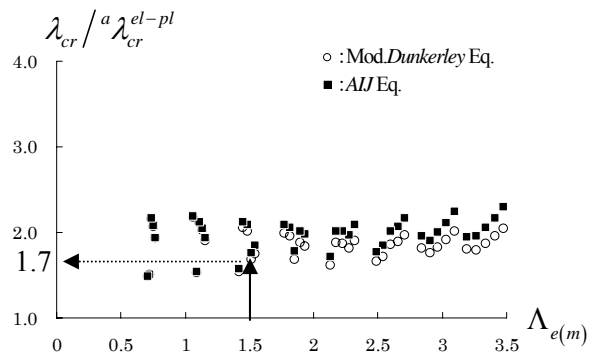


図 38 座屈耐力評価
(偏載荷重, *imperfect*, $\xi=10$)

各部材の許容座屈係数 $\lambda_{cr(j)}^{el-pl}$ から最小となるものを、そのアーチの許容座屈係数 λ_{cr}^{el-pl} として採用し、設計荷重 P_0 を乗ずることで弾塑性座屈荷重 P_{cr}^{el-pl} を推定することが出来る。

$${}^a P_{cr}^{el-pl} = {}^a \lambda_{cr}^{el-pl} \cdot P_0 \quad (34)$$

注) 対象とした構造モデルは、ほぼ現実的な規模の構成の立体アーチ状鋼構造¹²⁾を基に設定したものである。本論文では平面アーチを対象にして弾塑性座屈荷重推定式を提案し精度良く座屈荷重を推定することができることを示したが、立体構成されたアーチ状鋼構造に対しても精度良く推定すると想定される。現在検討を進めており、別報で報告の予定である。

ノックダウンファクターは、形状初期不整や偏載荷重によって変化するので現実的な各種のパターンを検討する余地がある。ただし、本論文で採用している形状初期不整量は、『建築鉄骨工事施工指針』¹³⁾に示されている製品精度の許容差(スパン L の1/1000)であること、積雪時の偏載の影響は部材に生じる曲げモーメントに含め弾塑性座屈荷重推定式で考慮しているため、提案した推定法、ノックダウンファクターの値は、国内で適用する場合には、妥当な方法と考えられる。

参考文献

- 1) 倉西正嗣, 仲威雄, 菅野誠, 平井敦, 吉識雅夫, 林毅: 弾性安定要覧, (株)コナ社, 1969年8月
- 2) 日本長柱研究委員会: HANDBOOK OF STRUCTURAL STABILITY, (株)コナ社, 1971年3月

- 3) 大石健次, 鈴木祥之: 曲線材を含むラーメンの座屈, 日本建築学会論文報告集号外, 1967年10月
- 4) 大石健次: 剛域を考慮した曲線材を含むラーメンの座屈, 日本建築学会学術講演梗概集(中国), 1968年10月
- 5) 今野 岳, 山下 哲郎, 加藤史郎, 中澤 祥二, 藤林 篤史, 樋口 直也: 面内変形する円弧アーチの耐力評価法に関する一考察, 日本建築学会大会学術講演梗概集(九州), pp779-780, 2007.8
- 6) 山下哲郎, 加藤史郎: 曲げを受ける柱の終局耐力式を用いた単層2方向格子シェルの断面設計, 日本建築学会構造系論文集, 第564号, pp87-94, 2003.2
- 7) 川井忠彦, 藤田義信: 有限要素法の基礎と応用シリーズ11 座屈問題解析, 培風館, 1991年3月
- 8) 加藤史郎, 金鍾敏, 仁保裕: 偏載荷重を受ける単層ラチスドームの座屈応力度と座屈荷重に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第541号, pp.121-128, 2001.3
- 9) チモシェンコ, ギャー共著; 長谷川節訳: 弾性安定の理論, プレイン図書出版, 1974
- 10) 日本建築学会: 鋼構造設計基準, 1973
- 11) L Kollar and E Dulacska: Buckling of Shells for Engineers, John Wiley & Sons, pp260-265, 1984
- 12) 中澤祥二, 加藤史郎, 吉野達矢: 限界耐力計算による骨組膜構造の応答評価 - シングルレイヤー屋根型シェルへの適応例 -, 膜構造研究論文集 2006, No.20, pp1-14, 2007.3
- 13) 社団法人 鋼材倶楽部建築鉄骨工事施工指針作成委員会: 建築鉄骨工事施工指針(改訂版), 技報堂, 1976.7

Evaluation of Buckling Strength of Elastically Supported Arches Based on Column Buckling Concept

Shiro KATO^{*1)}
Naoya Higuchi^{*2)}
Shoji NAKAZAWA^{*3)}
Tatsuya YOSHINO^{*4)}
Kenshi ODA^{*5)}

SYNOPSIS

In the present paper, an effective approach is proposed to evaluate elasto-plastic buckling loads of elastically supported arches. The approach is based on a concept of column buckling strength considering geometric imperfection sensitivity. The procedure is almost similar to column buckling for tall buildings. Firstly, a linear buckling load is required. Secondly, an appropriate value for a knock down factor for the elastic buckling is assumed considering the imperfection sensitivities. Thirdly, one member, called as a specific member (m), is selected as the most relevant to buckling. Fourthly, based on the elastic buckling axial force of the specific member (m), a generalized slenderness is evaluated. The generalized slenderness is utilized to obtain the compressive strength, in other words, a concept for column buckling strength is utilized in term of generalized slenderness. Finally, based on the column buckling strength, the elasto-plastic buckling loads are evaluated. Using a systematic FEM analysis, the effectiveness is proven for design use for arch structures.

*1) Professor, Dept. of Architecture and Civil Engineering, Toyohashi University of Technology

*2) Graduate Student, Toyohashi University of Technology

*3) Assistant Professor, Dept. of Architecture and Civil Engineering, Toyohashi University of Technology

*4) Technical Reserach Center, Taiyo Kogyo Corporation

*5) Professor, Dept. of Civil Engineering, Kochi National College of Technology