

弾塑性変位に関するトラス構造物の信頼性解析

RELIABILITY ANALYSIS OF TRUSS STRUCTURES ON THE ELASTIC-PLASTIC DISPLACEMENT

* ** *** ****
三浦 明夫 , 香月 智 , 石川 信隆 , 佐藤 尚次

Akio MIURA, Satoshi KATSUKI, Nobutaka ISHIKAWA, Naotsugu SATOH

This paper presents a computational approach of the safety index based on the elastic-plastic displacement of structures. At first, it is defined by the performance function of the elastic-plastic displacement, but it is difficult to calculate the safety index on the displacement. Therefore, it is redefined by the performance function of the load factor instead of the displacement. Secondly, it is developed to find the allowable load factor corresponding to the allowable displacement by making use of the holonomic elastic-plastic analysis. Finally, the validity of this method is confirmed by a 3-bar truss structure and the application of this approach is examined by a 10-bar truss structure.

1. 緒言

土石流や落石など不確定要素の大きい外乱(荷重)を受ける防護構造物の設計に当たっては、現行の上限値に近い設計荷重に対し降伏条件を限界状態にする許容応力度設計法を用いると、時には極度に大きな断面を強いることになり、また時には経済性の理由から許容応力度内におさめるようにするために、荷重を低く見積って設計せざるを得ない。このような構造物は、その外力の不確定要素(大きさ、発生過程、継続時間など)が大きいので、その設計思想としては、ある程度構造物の一部が損傷を受けることを許しても、全体の構造が耐力力を保持して人命を守ることが大切である。すなわち、①不確定要素が大きい外力を受ける場合があること。②構造物の一部が弾性限界を越えても、弾塑性変形がある許容変位以下であれば安全とするような限界状態設計法の開発が有用であること。このような観点から、本研究は、そのための基礎的段階として、弾塑性変形を考慮した信頼性解析法を開発することを試みたものである。

さて、変位を基準とした信頼性解析や設計に関する研究としては、これまで弾性変位に関するものが多く、例えば、Frangopol¹⁾は、弾性変位を基準としたラーメン構造物の破壊確率を荷重の相関を考慮して求めている。また三原²⁾らも変位制約を考慮した最適信頼性設計法を行い、許容変位 u_0 の値の方が許容変位超過確率

* 防衛大学校 理工学研究科学生 (〒239 横須賀市走水1-10-20)

** 防衛大学校 助手 土木工学科 (同上)

*** 工博 防衛大学校 教授 土木工学科 (同上)

**** 工博 関東学院大学 助教授 土木工学科 (〒236 横浜市長沢区六浦町4834)

の許容値 P_{fa} よりも目的関数（構造重量）に対し敏感であることを示している。さらに小野³⁾らは、使用限界と終局限界を同時に考慮したラーメン構造物の最適信頼性設計を行い、使用限界に変位制約を導入することにより、三原²⁾らと同様の結果を得ている。一方、構造物の塑性崩壊メカニズムを破壊とする塑性信頼性解析に関する研究も数多く行われてきたが⁴⁾、崩壊メカニズムに達する以前に、ある弾塑性変位が許容変位に達したときを破壊と定義するような弾塑性信頼性解析に関する研究はあまり行われていない。

本研究では、上記のような観点から、構造物の弾塑性変位に関する安全性指標の算定法について検討を試みたものである。すなわち、まず弾塑性変位が許容変位を超える確率は、荷重係数が許容荷重係数を超える確率に等しいことに着目し、荷重係数に関する安全性指標の算定式を誘導した。次に、ホロノミック弾塑性解析法を応用し、変位の標本値がちょうど許容変位に等しくなるという条件（変位の破壊条件）を付加して、それに対応する許容荷重係数の算出法を開発した。つまり、弾塑性変位に関する破壊確率が許容変位、外力（荷重係数）の平均値および変動係数を与えることにより、荷重係数に関する安全性指標を用いて算定することができることを提示した。数値計算例としては、まず簡単な3部材トラスによって本法の妥当性について検討し、さらに複雑な構造物への応用例として10部材トラスの弾塑性信頼性解析を行った。

なお、本研究では次の仮定を用いた。

- (1) 部材の挙動は、完全弾塑性モデルとする。
- (2) 荷重 F については、比例荷重 ($F = \alpha F_0$) を仮定して、基準荷重 F_0 は確定量とし、荷重係数 α を確率量とした。なお、確率変数は正規分布とした。
- (3) 許容変位は確定量とする。
- (4) 構造物の荷重～変位関係は硬化型または完全弾塑性型であり、劣化型の挙動を示さないものとする。

2. 弾塑性解析の基本式と応答変位の算定

ここでは、まず確定論的な弾塑性変位を算定するため、従来の線形相補問題（ここでは以下 LP と書く）によるホロノミック弾塑性解析⁵⁾を用いる。ホロノミック弾塑性解析は全変形理論に基づき過去の荷重履歴とは無関係にある荷重レベルでの構造物の弾塑性変形状態を求めるもので、除荷の影響を無視しているが、設計問題への適応が可能である等の特色を持つ。その基本式は、以下のようになる。

既知数: $\alpha^*, F_0, C, k, N, R$

未知数: Φ, λ

$$\text{目的関数: } Z = (-\Phi)^T \lambda \longrightarrow \min \quad (1)$$

$$\text{制約条件: } D\lambda + (-\Phi) = -B \quad (2)$$

$$\lambda \geq 0 \quad (3a)$$

$$(-\Phi) \geq 0 \quad (3b)$$

ただし、 $B = N^T k C K_0^{-1} \alpha^* F_0 - R$ 、 $D = N^T k C K_0^{-1} C^T k N - N^T k N$ 、 C^T : つり合い係数マトリックス、 C : 適合係数マトリックス、 k : 部材集合剛性マトリックス、 $K_0 = (C^T k C)$ 、 α^* : 荷重係数の標本値、 F_0 : 外力の基準荷重ベクトル、 N : 降伏条件式の外向き単位法線ベクトル、 λ : 塑性乗数ベクトル、 Φ : 降伏関数ベクトル、 R : 塑性容量ベクトル（トラス部材の場合は、 $R = N_r = A \sigma_y$ 、 A : 断面積ベクトル、 σ_y : 降伏点応力、 N_r : 塑性軸力）である。

ここで、式(1)は弾塑性変形発生条件を、式(2)はつり合い条件、変形適合条件、弾性条件および降伏条件を一つにまとめたもので、式(3)は非負条件を示している。

上式の解法に当たっては、式(1)、(2)の両方に $(-\Phi)$ が含まれているが、当初数値計算上のテクニックとして、初期値 $(-\Phi_0)^T$ を式(1)に代入して計算して LP を解き、得られた $(-\Phi_1)^T$ を次の計算の式(1)に代入する方法を採用する。この計算を $(-\Phi_{n-1})^T - (-\Phi_n)^T < \varepsilon$ (ε : 収束判定定数) になるまで繰り返す。

上記の解より得られた λ から弾塑性変位の標本値 u_i^* が次式のように求められ、これが応答変位となる。

$$u_i^* = K_e^{-1} \bar{\alpha} F_0 + K_e^{-1} Q^T K N \lambda \tag{4}$$

3. 弾塑性変位に関する安全性指標の算出式

3. 1 性能関数の弾塑性変位に

関する定義と問題点

本研究では、構造物の破壊を任意点*i*における弾塑性変位がある許容値を越えるときをもって定義するので、性能関数は次のようになる。

$$Z_u = u_i^a - u_i \tag{5}$$

ここで、 u_i^a ：構造物のある点*i*の許容変位（確定量）， u_i ：構造物のある点*i*の弾塑性変位。

従って、変位で定義された構造物の安全性指標 β_u は、Cornell型として次式のように表すことができる。

$$\beta_u = \frac{\bar{Z}_u}{\sigma_{Zu}} = \frac{u_i^a - \bar{u}_i}{\sigma_{u_i}} \tag{6}$$

ただし、 $\bar{Z}_u$ 、 σ_{Zu} ：変位の性能関数 Z_u の平均値と標準偏差， $\bar{u}_i$ ：*i*点の変位の平均値， σ_{u_i} ：*i*点の変位の標準偏差。

いま、許容変位を確定量としているので、 $\sigma_{Zi} = \sigma_{u_i}$ が成り立っている。さて、本解析法では荷重を比例荷重

としているので、基準荷重ベクトル F_0 は変化せず、荷重のばらつきは荷重係数 α のばらつきで表すものとする。従って、荷重 F の確率密度関数 $f(F)$ の代わりに図-1 (a) のような荷重係数 α の確率密度関数 $f(\alpha)$ が存在する。このように仮定すると、荷重係数の分布は、図-1 (b) のように硬化型（または完全弾塑性型）の荷重係数 α^* ～応答変位 u_i^* 曲線を介して、図-1 (c) のような弾塑性変位の確率分布が投影されることになる。よって、式 (6) を用いて安全性指標 β_u を求めるためには平均値 $\bar{u}_i$ から破壊点 u_i^a までの標準偏差 σ_{u_i} を算定する必要がある。しかし、 σ_{u_i} の算定は、図-1 (c) にみられるように変位の確率分布が降伏モードの変換点で不連続となるため、厳密に算定することは極めて困難である。そこで、この変位の性能関数を確率変数である荷重係数 α 軸上に変換し、その α 軸上での安全性指標 β_α の算出法を考える。

3. 2 荷重係数の安全性指標の定義

荷重係数 α^* ～応答変位 u_i^* 関係が弾塑性硬化型であるので、本解析では荷重係数と変位は1対1に対応している。よって、許容変位 u_i^a に対応する α_a （許容荷重係数）が必ず存在することになる。そこで、性能関数 Z_α は、図-2 (b) のように次式で表される。

$$Z_\alpha = \alpha_a - \alpha \tag{7}$$

ここで、 α_a ： $u_i^* = u_i^a$ （変位の破壊点）に対応する荷重係数で、ここでは許容荷重係数と呼ぶ。

さて、構造物の弾塑性応答曲線を図-1 (b) のように硬化型と仮定し、構造物が崩壊するまでに*m*個の降伏モード（弾性を含む）を持つならば、任意点*i*の変位は一般的に次のように表される。

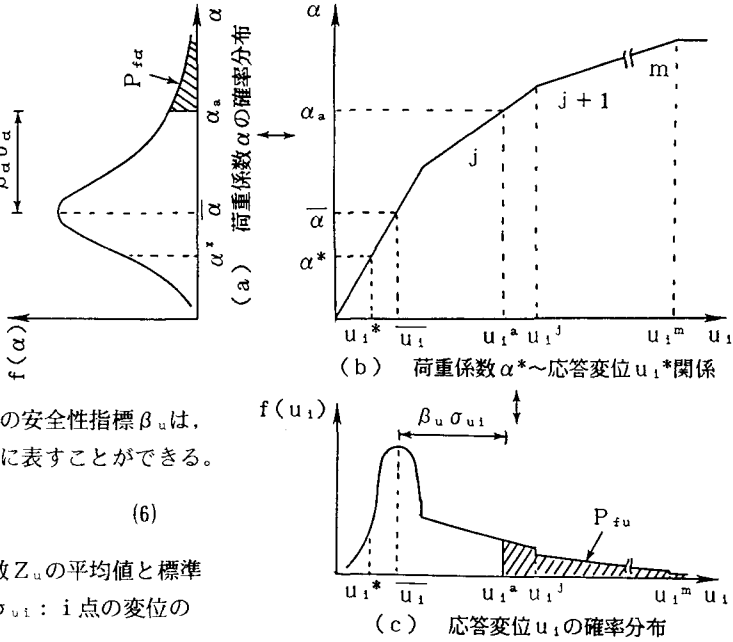


図-1 荷重係数の破壊確率 P_{fa} と弾塑性変位の破壊確率 P_{fu}

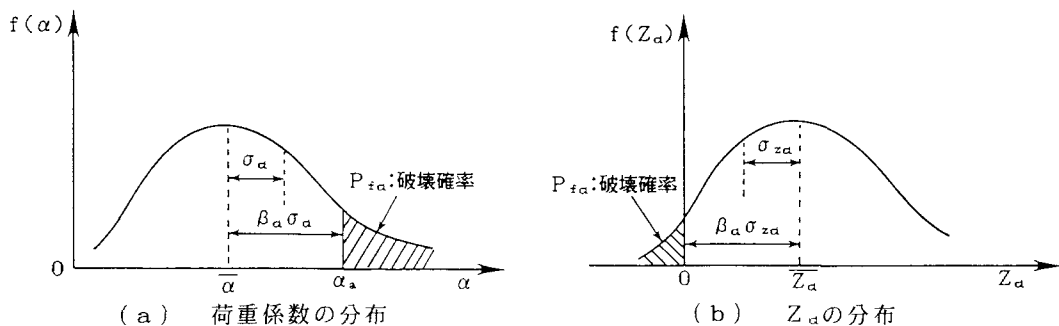


図-2 荷重係数に関する安全性指標の定義

$$\left. \begin{aligned} u_i &= a_1 \alpha & (0 \leq \alpha < \alpha_1) \\ u_i &= a_j \alpha + b_{j-1} & (\alpha_{j-1} \leq \alpha < \alpha_j) \\ u_i &= a_m \alpha + b_{m-1} & (\alpha_{m-1} \leq \alpha < \alpha_m) \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

ところで、 α は図-2 (a)のように平均値 $\bar{\alpha}$ 、標準偏差 σ_α となる正規分布を仮定しているの、確率密度関数 $f(\alpha)$ は次のようになる。

$$f(\alpha) = \frac{1}{\sqrt{2\pi} \sigma_\alpha} e^{-\frac{1}{2} \left(\frac{\alpha - \bar{\alpha}}{\sigma_\alpha} \right)^2}, \quad (0 < \alpha < \infty) \quad (9)$$

次に、 α の1次関数 u_i の確率密度関数 $g_j(u_i)$ は、 $f(\alpha) d\alpha = g_j(u_i) du_i$ となることを考慮して式(9)の各降伏モードに対応した1次変換によって次のように表される。

$$\left. \begin{aligned} g_1(u_i) &= \frac{1}{\sqrt{2\pi} a_1 \sigma_\alpha} e^{-\frac{1}{2} \left\{ \frac{u_i - a_1 \bar{\alpha}}{a_1 \sigma_\alpha} \right\}^2}, & (0 \leq u_i < u_i^1) \\ g_j(u_i) &= \frac{1}{\sqrt{2\pi} a_j \sigma_\alpha} e^{-\frac{1}{2} \left\{ \frac{u_i - (a_j \bar{\alpha} + b_{j-1})}{a_j \sigma_\alpha} \right\}^2}, & (u_i^{j-1} \leq u_i < u_i^j) \\ g_m(u_i) &= \frac{1}{\sqrt{2\pi} a_m \sigma_\alpha} e^{-\frac{1}{2} \left\{ \frac{u_i - (a_m \bar{\alpha} + b_{m-1})}{a_m \sigma_\alpha} \right\}^2}, & (u_i^{m-1} \leq u_i < u_i^m) \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

ただし、 u_i^j :降伏モードjと降伏モードj+1との変換点におけるi点の変位、 u_i^m :降伏モードmと最終降伏モードとの変換点におけるi点の変位。

ここで、破壊確率 P_{fu} は、弾塑性変位 u_i が許容変位 u_i^* を越える確率なので、図-1 (c)の斜線部に相当する。いま、許容変位 u_i^* が降伏モードjに存在すると仮定すると、変位の破壊確率 P_{fu} は次式のように表すことができる。

$$\left. \begin{aligned} P_{fu} &= \int_{u_i^*}^{u_i^j} \frac{1}{\sqrt{2\pi} a_j \sigma_\alpha} e^{-\frac{1}{2} \left\{ \frac{u_i - (a_j \bar{\alpha} + b_{j-1})}{a_j \sigma_\alpha} \right\}^2} du_i + \dots \\ &+ \int_{u_i^m}^{\infty} \frac{1}{\sqrt{2\pi} a_m \sigma_\alpha} e^{-\frac{1}{2} \left\{ \frac{u_i - (a_m \bar{\alpha} + b_{m-1})}{a_m \sigma_\alpha} \right\}^2} du_i \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

ところで、 du_i と $d\alpha$ は式(8)より次のような関係がある。

$$du_i = a_j \cdot d\alpha \quad (12)$$

したがって、式(11)に式(8)，(12)を代入すると、次のように $P_{fu}=P_{fa}$ となることが証明される。

$$P_{fu} = \left[\int_{\alpha_a}^{\alpha_j} \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_a} e^{-\frac{1}{2}\left\{\frac{\alpha-\bar{\alpha}}{\sigma_a}\right\}^2} d\alpha + \dots + \int_{\alpha^m}^{\infty} \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_a} e^{-\frac{1}{2}\left\{\frac{\alpha-\bar{\alpha}}{\sigma_a}\right\}^2} d\alpha \right] \quad (13)$$

$$= \int_{\alpha_a}^{\infty} \frac{1}{\sqrt{2\pi}\sigma_a} e^{-\frac{1}{2}\left\{\frac{\alpha-\bar{\alpha}}{\sigma_a}\right\}^2} d\alpha = P_{fa}$$

一方、荷重係数 α は正規分布を仮定しているので、荷重係数の安全性指標 β_a と P_{fa} の間には次式が成り立っている。

$$P_{fa} = 1 - \Phi(\beta_a) \quad (14)$$

ここで、荷重係数の安全性指標 β_a は以下のように定義できる。

$$\beta_a = \frac{\bar{Z}_i}{\sigma_{Za}} = \frac{\alpha_a - \bar{\alpha}}{\sigma_a} \quad (15)$$

ただし、 $\bar{\alpha}$ ：荷重係数の平均値（設計荷重係数）， σ_a ：荷重係数 α の標準偏差。

式(15)の β_a を算定するためには、まず $\bar{\alpha}$ と σ_a を求める必要がある。ここでは、平均荷重係数 $\bar{\alpha}$ と α の変動係数 V_a を与える（既知量）ものとするので、 α の標準偏差 σ_a は、次式によって算定される。

$$\sigma_a = \bar{\alpha} \cdot V_a \quad (16)$$

ちなみに、荷重の平均値と分散は、比例荷重を仮定しているので、それぞれ次式のように求められる。

$$\bar{F}_i = \bar{\alpha} F_{0i} \quad (17a)$$

$$\sigma_{F_i}^2 = \sigma_a^2 \cdot F_{0i}^2 \quad (17b)$$

ただし、 $\bar{F}_i$ ：荷重要素の平均値， F_{0i} ：基準荷重要素， σ_{F_i} ：荷重要素の標準偏差。

次に、式(15)の α_a については、式(1)～式(3)のホロノミック弾塑性解析を応用することにより、以下のようを求めることができる。

3. 3 許容荷重係数を算出するためのホロノミック弾塑性解析の基本式

さて、許容変位 u_i^* に対応する許容荷重係数 α_a は、構造物が弾塑性解析の解を満足したうえで、変位 u_i^* が許容変位 u_i^* に達する荷重係数であるので、式(1)～式(3)のホロノミック弾塑性解析のLCP基本式に変位の破壊条件（ $u_i^* = u_i^*$ ）を付加した形で、次式のようなLCP問題として定式化できる。

既知数： u_i^* ， F_0 ， C ， k ， N ， R

未知数： Φ ， λ ， α_a

$$\text{目的関数： } Z = (-\Phi)^T \lambda \longrightarrow \min \quad (18)$$

$$\text{制約条件： } D\lambda + \alpha_a B' + (-\Phi) = R \quad (19)$$

$$u_i^* = u_i^* \quad (20)$$

$$\lambda \geq 0 \quad (21a)$$

$$(-\Phi) \geq 0 \quad (21b)$$

$$\alpha_a \geq 0 \quad (21c)$$

ただし、 $B' = N^T k C K_0^{-1} F_0$ ， $D = N^T k C K_0^{-1} C^T k N - N^T k N$ ， u_i^* ：任意の節点 i の許容変位である。

ここで、式(20)の左辺 u_i^* は式(4)の変位ベクトル u^* の要素のうちのある任意点 i を取り出したもので、次式のよう表される。

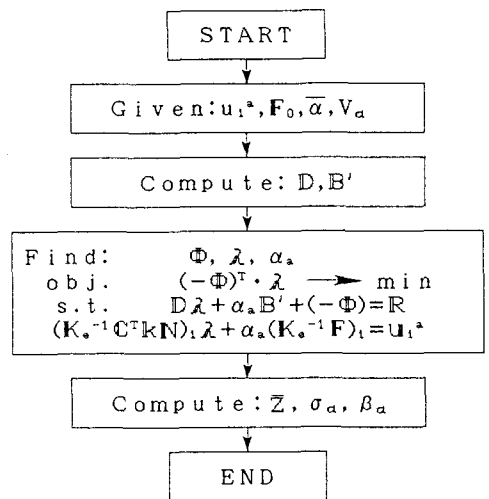


図-3 安全性指標の計算フローチャート

$$u_i^* = (K_e^{-1} C^T K N)_i \lambda_i + \alpha_a (K_e^{-1} F_0)_i \quad (22)$$

ここで、 $()_i$: マトリックスの*i*行目の要素およびベクトルの*i*番目の要素。

式(18)～式(21)をLCPを用いて解くことにより、あたかも式(1)～式(3)のホロノミック弾塑性解析と同じ解析手順で逆解析が可能となる。すなわち、数値計算はホロノミック弾塑性解析と同様に $(-\Phi)^T_{\alpha}$ の値が収束するまで繰り返す。解析の結果から得られた α_a を式(15)に代入することにより、 α 分布上で弾塑性変位の破壊点 $(u_i^* = u_i^a)$ に対応した安全性指標 β_a が算出される。よって、式(15)の β_a を算定することにより、弾塑性変位に関する破壊確率 P_{fu} が式(13)、(14)を用いて算定されることになる。すなわち、次式が成立する。

$$P_{fu} = P_{fa} = 1 - \Phi(\beta_a) \quad (23)$$

安全性指標 β_a の計算フローチャートを図-3に示す。

4. 数値計算例

4.1 例1：3部材トラス

本法の妥当性を検討するため、図-4に示すような1次不静定トラス構造物の信頼性解析を行う。部材諸元等については図中に示す通りである。図-5は、確定論的な増分弾塑性解析より得られた荷重係数の標本値 α^* ～水平応答変位 u_H^* の関係を示したものである。本構造物は崩壊するまでに、弾性～部材3座屈～部材1降伏（崩壊）というモードをたどる。

図-6は、平均荷重係数 $\bar{\alpha} = 5$ 、 α の変動係数 $V_\alpha = 0.2$ のときの安全性指標 β_a ～許容水平変位 u_H^* の関係を表したものである。図-6の横軸には、式(18)～(21)を用いて得られた許容荷重係数 α_a の値も示している。図から、許容水平変位の値が増加するにつれ、降伏モードが変化するので、その変換点において直線の傾きが変化し、 β_a は低下することが認められる。

図-7は、平均荷重係数 $\bar{\alpha}$ を変化させたときの安全性指標 β_a ～許容水平変位 u_H^* の関係を表したものである。一般に平均荷重係数が少し増大すると安全性指標は急激に低下することが認められる。また、その直線の傾きは同じ降伏モードの範囲内でも平均荷重係数が大きくなるにつれ小さくなるのがわかる。これは、平均荷重係数が大きくなるにつれ、式(16)よりそのばらつきも大きくなるためと思われる。

図-8は、許容変位 u_H^* が終局変位 δ_u の90%のときの安全性指標 β_a ～平均荷重係数 $\bar{\alpha}$ の関係を荷重係数の変動係数 V_α をパラメータとしたものである。平均荷重係数が大きくなるに従い、安全性指標は小さくなる。

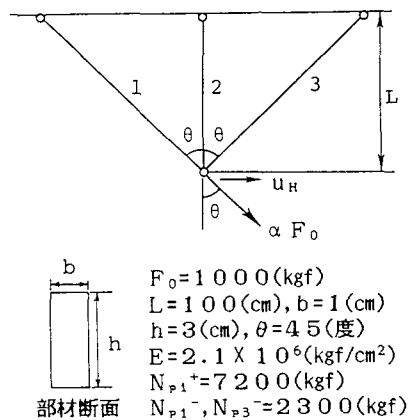


図-4 例1：3部材トラス

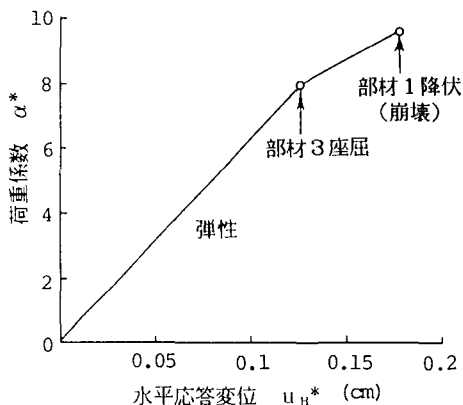


図-5 荷重係数 α^* ～水平応答変位 u_H^* 関係

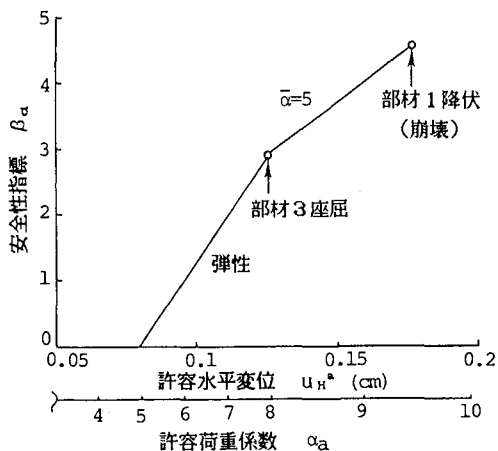


図-6 安全性指標～許容水平変位関係 ($V_\alpha = 0.2$)

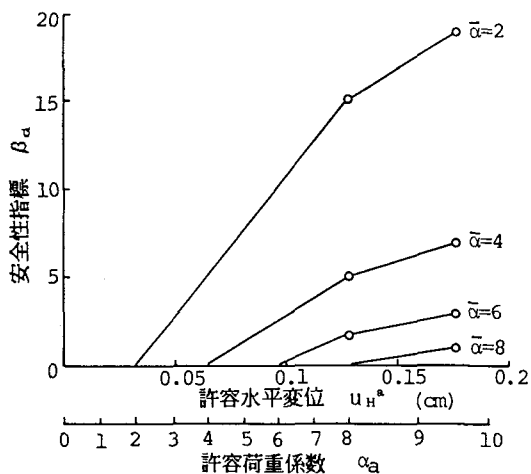


図-7 安全性指標～許容水平変位関係
($V_a = 0.2$)

るが、ばらつきの影響は平均荷重係数が小さいほど大きくなることが認められる。

4.2 例2：10部材トラス

本解析法をさらに高次不静定構造物へ応用するため、図-9に示すような10部材トラス構造物の信頼性解析を行った。部材諸元等については図中に示す通りである。

図-10は節点Aでの荷重係数 α^* ～水平応答変位 u_H^* 関係である。本構造物は崩壊するまでに、弾性～部材8圧縮降伏～部材7圧縮降伏～部材10引張降伏(崩壊)という崩壊過程をたどる。

図-11は、図-6の3部材トラスの場合と同様な安全性指標～頂点許容変位関係(ただし、 $V_a = 0.2$)を $\bar{\alpha} = 3$ および $\bar{\alpha} = 5.3$ (弾性限界荷重係数)について表したものである。安全性指標の値 β_a は、平均荷重係数 $\bar{\alpha}$ が大きいほど小さくなるという先ほどの例と同じ傾向を示すことが認められる。

図-12は、図-8と同様な安全性指標～平均荷重係数関係を、荷重係数の変動係数 V_a をパラメータとして示したものである。図-8の場合と同様に、本例においても、ばらつきの影響は平均荷重係数が小さいときに、より顕著になることが確認される。

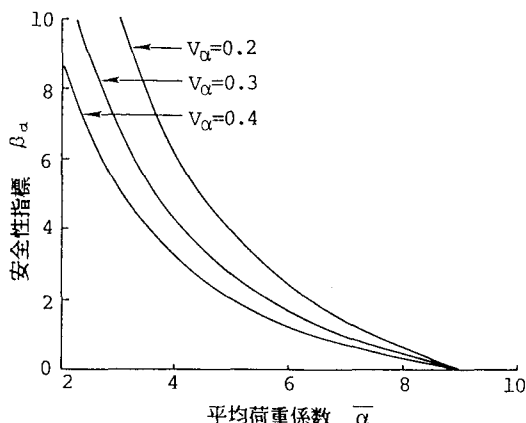
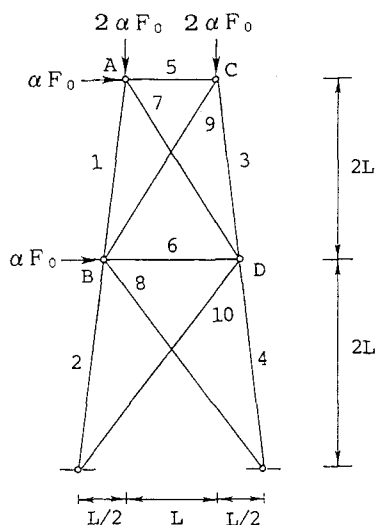


図-8 安全性指標～平均荷重係数関係
($u_H^a = 0.9 \delta_u$)



$F_0 = 10$ (tonf), $L = 100$ (cm)
 $A_1 \sim 6 = 119.8$ (cm²)
 $A_7 \sim 10 = 30.59$ (cm²)
 $E = 2.1 \times 10^6$ (kgf/cm²)
 $\sigma_y = 2400$ (kgf/cm²)

図-9 例2：10部材トラス
(A～Dは節点番号、
1～10は部材番号)

5. 結言

本研究は、弾塑性変位に関する信頼性解析を荷重係数による安全性指標を用いて開発したもので、その成果を列挙すると次のようになる。

- (1) 弾塑性変位による性能関数で定義した場合の問題点を明らかにし、その解決策として荷重係数と一意的に対応することから、荷重係数で定義した場合の安全性指標を求めることにより、弾塑性変位を基準とした信頼性解析法を開発した。
- (2) ホロノミック弾塑性解析のLCP基本式を応用することにより、任意点の許容変位に対応する許容

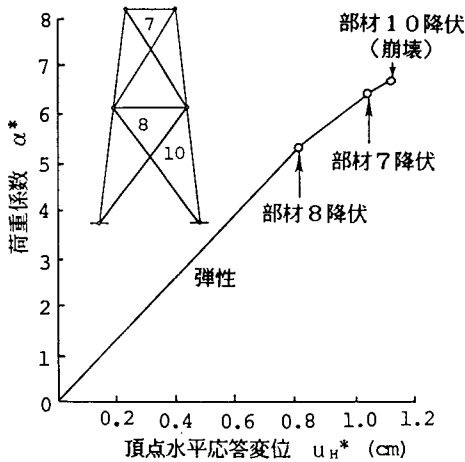


図-10 荷重係数 α^* ~ 頂点水平応答変位 u_H^* 関係

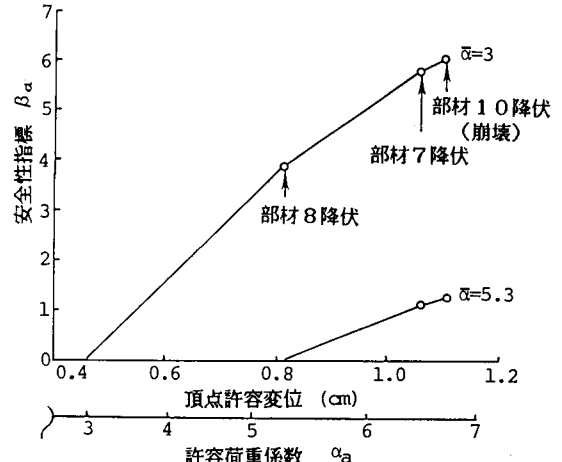


図-11 安全性指標 β_α ~ 頂点許容変位 u_H^* 関係 ($V_\alpha = 0.2$)

荷重係数の算出を可能にした。

- (3) 許容変位が大きくなるに従い、安全性指標も増大する傾向を示されたが、その割合はモード変換点において低下することが確認された。
- (4) 平均荷重係数を少し大きくすると安全性指標は急激に低下することが認められた。
- (5) 本法は、複雑な構造物に対しても荷重が完全相関であれば、適用可能であることが認められた。

なお、本研究では荷重について比例荷重と仮定したが、これを独立とした場合の信頼性解析法についても現在検討中である。

参考文献

- 1) Dan M. Frangopol, Rachid Nakib: Reliability Analysis of Deflection-Drift Limited Structures, ICASP 5, May 27, 1987.
- 2) 三原徹治, 飯塚稔, 石川信隆, 古川浩平: 使用時と終局時の制約を同時に考慮した骨組構造物の最適信頼性設計, 材料, Vol. 35, NO. 393, pp.595~601, 1986.
- 3) 小野徹郎, 羽津本好弘, 井戸田秀樹: 使用限界と終局限界を考慮した最適信頼性設計に関する研究, 構造物の安全性および信頼性, 材料学会, pp.471~476, 1987.
- 4) 例えば, M. Iizuka, T. Mihara, N. Ishikawa and K. Furukawa: Reliability Analysis of Large Structures Using Optimization Technique, Structural Eng./Earthquake Eng. JSCE, vol.4, NO.1, 95s~103s, April 1987
- 5) 石川信隆, 香月智, 三原徹治, 古川浩平: 降伏部材選択方式によるトラス構造の最適弾塑性設計法に関する一考察, 土木学会論文集, 第350号, I-2, pp.321~329, 1984.10.

(1990年10月12日受付)

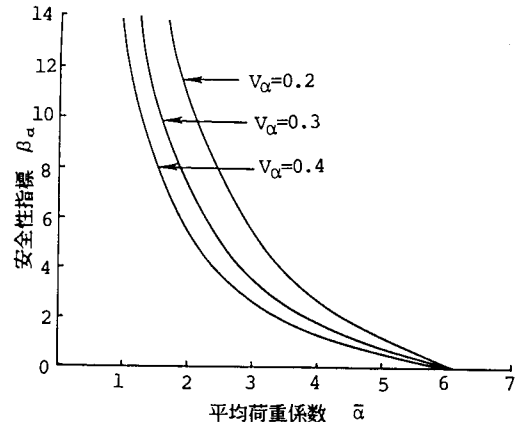


図-12 安全性指標 β_α ~ 平均荷重係数 $\bar{\alpha}$ 関係 ($u^* = 0.9 \delta_u$)