

エネルギー基準によるリダンダンシー評価法と塑性化による衝撃特性の変化

岐阜工業高等専門学校 正会員○水野 剛規

名古屋工業大学 フェロー会員 後藤 芳顕

1. はじめに: 米国のI-35Wでの落橋事故や国内でのトラス橋斜材の破断事故などにより、部材の破壊が構造全体の大規模な崩壊につながるか否かの評価やその破壊が大規模崩壊をもたらすFCMの同定が近年重要視されている。このような評価や同定を行うための手段としていわゆるリダンダンシー解析が実施される。部材破壊から構造系の大規模崩壊への進展はいわゆる動的な進行性破壊現象であるので、これを扱う最も厳密な手法は部材の破壊から構造系の崩壊に至る現象を忠実にモデル化し、複合非線形動的解析により直接予測する方法である。この方法は数値解析が不安定になりやすく、収束解を得るのは容易でない。現在用いられている一般的なリダンダンシー評価法¹⁾では死荷重などの常時荷重に加え、部材破断時に作用する動的な衝撃を衝撃力として評価し、これらの荷重を部材破断後の構造系が直接支持しうることを静的な弾性微小変位解析でチェックする耐力照査法が用いられる。以上の静的な耐力照査による一般的なリダンダンシー評価では部材破断時の衝撃を力として扱うので、リダンダンシーを高める場合には構造強度を高める以外手立てがない。その結果、構造系は過度に補強されることになりやすく、応力集中の問題に加え、施工コストも上昇する。本研究では、動的複合非線形解析を用いない実用的な照査手法として、部材破断により構造系に作用する衝撃の原因である運動エネルギーを部材破断後の構造系のエネルギー吸収能に対して照査する枠組みを提示し、その適用性を1質点系トラスを例に解析的に検証する。

2. エネルギー基準の定式化: エネルギーに基づく照査法を図-1に示す格点*i=3*に集中質量*m_i*を配置した1質点系の2パネルのトラスモデルを用いて説明する。トラス構造の斜材4-7の破断後の質点*m_i*について図-2に示す力のつり合い状態を考え、静的つり合い位置Bから破断後の質点の崩壊限界点Aまで積分すると、安全性確保に必要な条件として次式を導くことができる。

$$m_i g (v_{Aix} - v_{Bix}) \leq \left(\int_B^A F_{ix} dv_{ix} + \int_B^A F_{iy} dv_{iy} \right) + \int_{TB}^{TA} (\dot{v}_{ix}, \dot{v}_{iy}) \begin{bmatrix} c_{ixx} & c_{ixy} \\ c_{iyx} & c_{iyy} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \dot{v}_{ix} \\ \dot{v}_{iy} \end{Bmatrix} dt \quad (1)$$

ここに、 (v_{ix}, v_{iy}) =質点の変位成分、 (F_{ix}, F_{iy}) =破断したトラス構造から質点に作用する反力成分、 $c_{ixx}, c_{ixy}, c_{iyx}, c_{iyy}$ は粘性減衰係数である。

上式のエネルギー基準を次のように表す。

$$K_i \leq W_{Fi} + W_{Di} \quad (2)$$

ここに、 K_i は運動エネルギー、 W_{Fi} は弾塑性吸収エネルギー、 W_{Di} は粘性減衰による吸収エネルギーで部材破断後のものである。この基準は部材破断後の質点の位置エネルギー減少による運動エネルギーの増加が構造系の崩壊限界点までの吸収エネルギーを越えないことを意味する。

K_i と W_{Fi} は、固有振動解析による慣性力の荷重モードを考慮したModal Pushover解析で求められる図-3に示す鉛直方向と水平方向の復元力-変位関係から算定する。一方、 W_{Di} の評価には、質点の速度が必要であり、静的な方法で算定するのは困難である。しかし、鋼構造の粘性減衰定数が1%程度であるので W_{Di} は弾塑性吸収エネルギーと比較して非常に小さい値となることと、 $W_{Di}=0$ とした場合、安全側に評価されることから、実用上は粘性減衰による吸収エネルギーは無視しても差し支えないと考えられる。この扱いの妥当性は後で複合非線形動的解析により検証する。

3. 数値解析モデル: エネルギー基準の適用性を数値解析により検証する。対象とする構造は図-1に示す1質点トラスモデルとし、部材と材料の諸元を表-1に示す。これは、実在の上路式トラス橋の中央付近の2パネルを取り出したものである。構造の弾塑性挙動の解析には非線形汎用ソフトABAQUSを用いる。トラス構造は格点で剛結されていると仮定し、部材は材料構成則としてバイリニア移動硬化則を導入した平面はり要素B21で離散化する。各部材の格点間の要素分割は座屈を伴う大変形時の解の収束性を考慮して上弦材15, 下弦材30, 斜材30, 垂直材30とする。部材破断の想定として、重力下において図-1の質量*m*を載荷したトラス構造の引張り斜材4-7が突然破断した場合を考える。質量*m*はトラス橋の設計で用いた死荷重

キーワード: リダンダンシー, 鋼トラス橋, Pushover解析, エネルギー吸収

連絡先: 〒501-0495 岐阜県本巣市上真桑 2236-2 岐阜工業高等専門学校

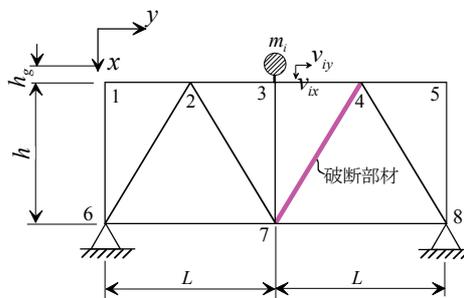


図-1 1質点系トラスモデル

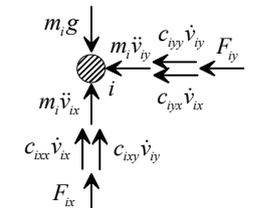
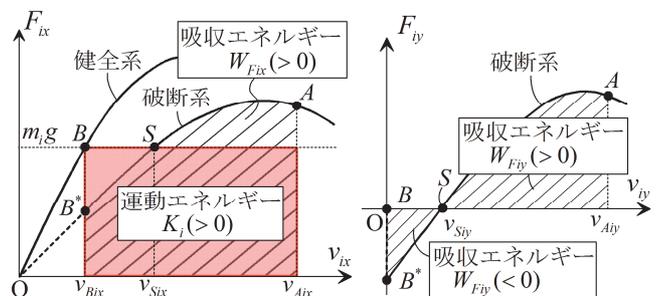


図-2 質点*i*に関する力のつり合い



(a)鉛直方向

(b)水平方向

図-3 Modal Pushover解析による復元力 - 変位関係

表-1 1質点系トラスモデルの部材諸元と材料定数

部材番号	断面形状	web(mm)	U-flg(mm)	L-flg(mm)	σ_s (MPa)
上弦材1-5	BOX	600×25	580×26	500×26	355
下弦材6-8	BOX	440×28	500×28	500×28	355
斜材2-6,4-8	BOX	466×10	500×16	500×16	235
斜材2-7,4-7	I	466×10	500×16	500×16	235
垂直材	I	470×14	400×14	400×14	235

注) $i=3, L=10.95$ (m), $h=9.00$ (m), $h_g=0.49$ (m), $m=km_0 \cdot m_0g=232.6$ (kN), $E=206$ (GPa)

$m_{0g}=232.6$ (kN)をもとに $m=km_0$ と表し、各種の荷重質量比 k 値に対する部材破断後のトラス構造の挙動を検討する。なお、動解を安定させるためにトラス部材には鋼の 1/10 の微小な密度として $0.785(t/m^3)$ を考慮する。

4. エネルギー基準による最小崩壊質量の算定精度：式(2)はエネルギー基準における安全性確保のために必要な条件であるので、粘性減衰を評価しない場合は、 $K/W_F=1$ が崩壊時の閾値となる。ここでは各種の荷重質量比 k における K/W_F を静的な Modal Pushover 解析により求められる復元力-変位関係から算定する。このとき図-3 における崩壊限界点 A をスナップバック挙動開始点とする。それとは別に、粘性減衰なしと粘性減衰あり(減衰 1%, レーリー減衰)の場合を対象に、各種の荷重質量比 k に対して、文献 2), 3)と同様の手法で部材を除去した場合の複合非線形動的解析を実施し、崩壊する最小崩壊質量 m_c を求める。崩壊の定義は質点 3 の鉛直変位が単調増加する場合とする。

以上より、エネルギー比 K/W_F と質量 m を最小崩壊質量 m_c で無次元化した m/m_c の関係を粘性減衰の有無に分けて図-4 に示す。粘性減衰を考慮しない場合は、最小崩壊質量をエネルギー基準で 1%程度安全側に非常に精度よく予測できている。減衰を考慮する場合もエネルギー基準は最小崩壊質量を 4%程度安全側に評価している。これはエネルギー基準で粘性減衰による吸収エネルギーを無視したことによるものがあるが、最小崩壊質量は実用上妥当な精度で予測されている。

5. 衝撃の特性：部材破断により破断系が受ける衝撃については、新たなつり合い状態に移行することにより生じる 2 次衝撃が破断直後に部材中を伝播する縦波による 1 次衝撃に比べて支配的であることが過去の研究^{2), 3)}ですでに明らかになっているので、2 次衝撃に与える破断系の塑性化の影響を検討する。衝撃の大きさを表す指標として動的増幅率 \tilde{i} を破断系の質点位置における鉛直方向の復元力成分 F_x を用いて次式で定義し、荷重質量比 k の値をさらに広い範囲で変化させることで部材の塑性化による衝撃の値の推移を検討する。このとき動的増幅率 \tilde{i} は次式で表される。

$$\tilde{i} = (F_{x_{max}}^D - F_{B_x}) / (F_{S_x} - F_{B_x}) \quad (3)$$

$F_{x_{max}}^D$ = 動的解析による部材破断後の時刻歴応答での鉛直方向復元力成分 F_x の最大値

F_{S_x} = 破断系の静的つり合い点 S での復元力(図-3(a))

F_{B_x} = 健全系のつり合い点 B の変位 ($v_{B_x}, 0$) の下での破断系の復元力(図-3(a))

F_{B_x} は破断前の健全系の復元力のうち、破断系が受け持っていた部分の復元力と考えることができる。これが破断により動的には $F_{x_{max}}^D$ にまた静的には F_{S_x} に増加するので、部材破断による復元力の動的増分は $(F_{x_{max}}^D - F_{B_x})$ 、静的増分は $(F_{S_x} - F_{B_x})$ となり、両者の比が式(3)で定義される動的増幅率である。この動的増幅率 \tilde{i} は線形弾性問題の場合は文献 2), 3) で定義した衝撃係数に対応する。しかし、構造系に塑性化が生じる場合にはこの塑性化で復元力が頭打ちになること、さらに大変形により幾何学的非線形挙動を示すので動的増幅率 \tilde{i} は衝撃係数として用いることはできない。ここでは検討対象として、材料の塑性化を考慮した弾塑性 1 質点トラスモデルに 1%の粘性減衰を考慮する場合と無視する場合の他に、比較のため粘性減衰を無視した弾性モデルを考慮する。得られた各モデルの部材破断後の復元力 F_x の時刻歴応答値をもとに式(3)で動的増幅率 \tilde{i} を算定し、 \tilde{i} と荷重質量比 k の関係を図-5 に示す。この図には $K = mg(v_x - v_{B_x}) = W_F$ のエネルギーのつり合いと静的な Pushover 解析により近似的に求めた鉛直復元力 $F_{x_{max}}^D$ を用いた場合の動的増幅率も示してある。図-5 より、弾塑性モデル(減衰なし)の動的増幅率 \tilde{i} は、 $k \leq 7.0$ の範囲では、弾性モデル(減衰なし)と等しい $\tilde{i} = 3.5$ 程度の値となる。このような大きな値になるのは部材破断時の歪エネルギーの解放により生じる振動エネルギーが減衰しないことに起因している。しかし、 $10.0 \leq k$ で破断系の塑性化が顕著になると、増幅率は大きく低下していき $15.0 \leq k$ では $\tilde{i} = 1.4 \sim 1.65$ 程度になる。増幅率の低下は部材の塑性化の進行で衝撃の原因となる質点の運動エネルギーが吸収されることと、塑性化で復元力の上昇が抑えられることによる。弾塑性モデル(減衰 1%)では、 k が大きくなるにつれて塑性化の影響が大きくなり 1%程度の粘性減衰の影響は無視できるようになる。エネルギーで近似的評価した動的増幅率は、弾塑性モデル(減衰 1%)とよく一致している。静的なエネルギー評価では部材破断後の歪エネルギー解放に起因した振動モードが考慮されないため、粘性減衰で振動エネルギーが吸収された状態とほぼ等価になると考えられる。

6. おわりに：エネルギー基準に基づく新たなリダンダンシー評価法を提示し、その適用性を解析的に検証した。その結果、本手法によれば構造系の最小崩壊質量を精度よく推定できることが判明した。また、部材破断時の衝撃特性の検討から、破断系に塑性変形能を確保すれば、衝撃荷重が低減でき、過大な補強を回避できる可能性も確認できた。【参考文献】 1) URS Corporation: Fatigue evaluation and redundancy analysis, Bridge No.9340, I-35W over Mississippi river, Draft report, 2006. 2) 後藤芳顕ら：リダンダンシー解析における鋼トラス橋の引張り斜材破断時の衝撃係数, 構造工学論文集, Vol.56A, pp.792-805, 2010. 3) Yoshiaki Goto et al.: Dynamic stress amplification caused by sudden failure of tension members in steel truss bridges, Journal of structural engineering, ASCE, Vol.137, No.8, pp.850-851, 2011.

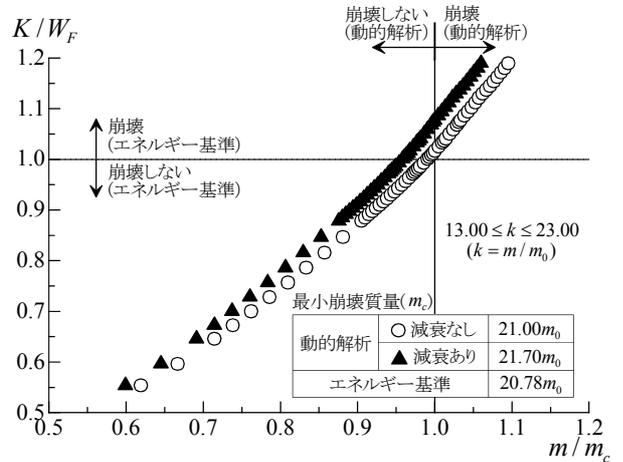


図-4 最小崩壊質量の算定精度

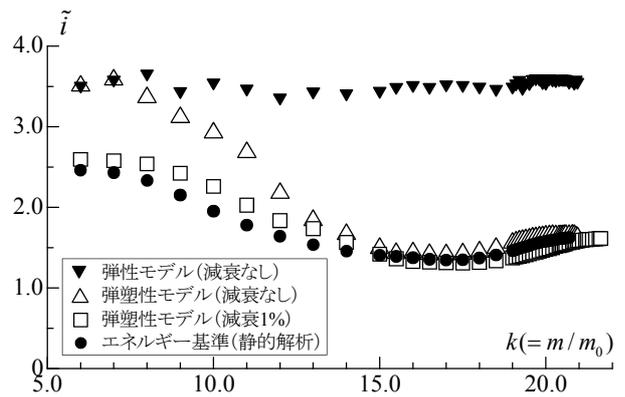


図-5 塑性化による増幅率の低減特性