

# 腐食と補修履歴を考慮した鋼構造物の耐震性能評価のための解析手法

後藤芳顯<sup>1</sup>・川西直樹<sup>2</sup>

<sup>1</sup>正会員 工博 名古屋工業大学教授 工学部社会開発工学科 (〒466-8555 名古屋市昭和区御器所町)

E-mail:goto@kozo4.ace.nitech.ac.jp

<sup>2</sup>正会員 工修 豊田工業高等専門学校助手 環境都市工学科 (〒471-8525 豊田市栄生町2-1)

鋼構造物の腐食欠損や補修の履歴を考慮した長期間にわたる耐震性能の変化を評価するための解析手法の提案を行った。この解析手法は腐食や補修による鋼材体積の変化を荷重や変位と同様に新しい制御パラメータとして採用しうることが特長である。この新しい制御パラメータを採用することで、鋼材の腐食欠損や補修の履歴により生ずる構造物内の応力再分配に起因した応力や変位の変化を時系列的に算定することができる。その結果、長期間にわたる構造物の耐震性能の応力を精度良く評価することが可能となる。解析例として、鋼トラス橋を対象とし、腐食と補修履歴を正確に考慮して、補修法の差が構造物の耐震性能の変化に与える影響を建設当初の構造と比較することで検討した。

**Key Words :** corrosion, repair, seismic analysis, life cycle, steel structure

## 1. まえがき

鋼構造部材の腐食欠損やその補修の履歴は鋼構造物の長期間における力学性能の変化に影響を与える。図-1に鋼橋における長期間の耐荷力の変化を模式的に示す。実在する鋼橋の耐荷力を推定する解析手法として現在多く用いられているのは、腐食や補修した構造部材を単に幾何学的に断面減少させたり断面増加させたりした要素で表現することで耐荷力解析する方法である<sup>1)~6)</sup>。これらの手法により、腐食部材の残存耐荷力を算定し、載荷実験と比較することで、比較的精度良く評価しうることも報告されている<sup>4), 6)</sup>。単独の部材については静定構造であるため、このような手法で実用上十分な耐力評価が可能となると考えられる。しかしながら、部材を集成して成り立っている不静定構造物では、部材間の腐食や補修履歴が相互に影響し、構造物内における剛性が変化するため、応力の再分配が生じ、上記のような手法では十分な精度で耐力の評価ができない場合があると考えられる<sup>1)</sup>。すなわち、現状の手法では鋼材の腐食過程や過去に受けた補修の履歴により構造物に内在し応力再分配により変化する死荷重下の応力分布や変形が無視されることになる。たとえば、腐食や損傷を受けた橋の補修作業は現場において死

荷重作用下において施される場合も多い。この結果、たとえ、部材断面が幾何学的に初期状態に復元されたとしても死荷重作用下での応力や変形は初期状態の橋に存在する値とは異なるものとなる。また、補修時に支保工を用いる場合も支持方法の差により補修された構造物の死荷重下の応力分布や変形状況は異なる可能性がある。以上のような鋼材の腐食過程の差や過去に受けた補修履歴により生ずる構造物内の応力再分配に起因した死荷重下の応力や変位の変化を正確に評価し、既存構造物の力学性能評価に反映するには、建設当初から現在に至るまでの腐食や補修の履歴を時系列的に追跡することが重要である。

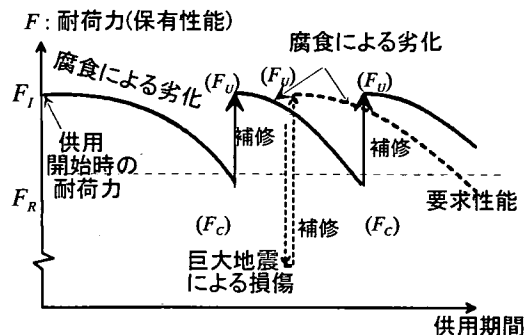


図-1 腐食の進行と補修による鋼橋の耐荷力変化

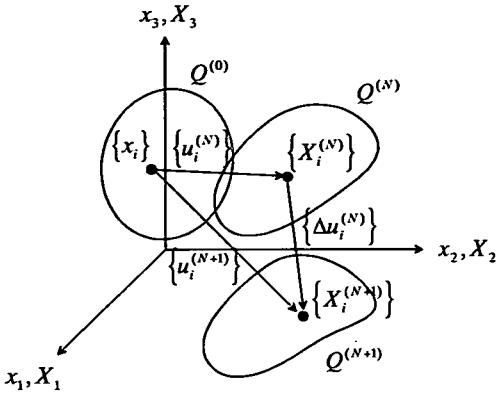


図-2 座標系の定義

すでに著者らはこのような検討が可能になる解析手法として、従来の構造解析の制御変数として用いられている荷重や変位に加えて、部材断面形状の変化量あるいは部材の体積変化量を新たな制御変数とする新しい解析法を提示した<sup>7)</sup>。また、計算例から腐食欠損した部材断面を死荷重作用下で腐食前と幾何学的に等価な断面に復元した場合、補修箇所によっては構造物の静的耐荷力は初期の耐荷力にまで回復しないことが有ることを明らかにした<sup>7)</sup>。このような構造物の死荷重下の応力分布や変形の差がその終局挙動に与える影響は非線形領域では、一般に静的挙動よりも動的挙動により多く現れることが知られている。したがって、本論文では、腐食欠損部分を補修した構造物の極大地震下の動的な終局挙動がその補修方法により初期状態の構造に較べどのように変化するかについて検討する。ここでは、すでに開発した解析法<sup>7)</sup>において、動的な挙動が扱えるように改良を加えた。

## 2. 腐食や補修による部材の体積変化を考慮した鋼構造物の解析

荷重や変位のような従来までの制御変数に加えて新たな制御変数を追加し腐食や補修による構造部材の体積変化を考慮した新しい解析方法について説明する。この新たな制御変数の導入により荷重や変位の影響に加えて腐食や補修による部材体積変化の影響を時系列的に考慮しうる統一的な解析を実行することが可能となる。

更新ラグランジェ手法によると、物体の  $Q^{(N)}$  状態において更新 Lagrange 座標  $(X_1^{(N)}, X_2^{(N)}, X_3^{(N)})$  は、初期状態  $Q^{(0)}$  における物体中の位置  $(x_1, x_2, x_3)$  の  $Q^{(N)}$  状態での位置として次のように定義される (図-2)。

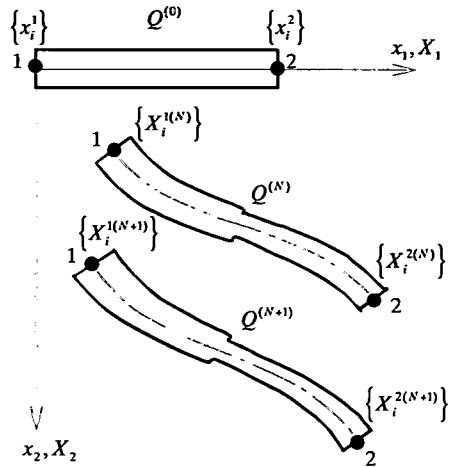


図-3 はり要素の更新 Lagrange 座標

$$X_i^{(N)} = x_i + u_i^{(N)} \quad (1)$$

ここで  $(x_1, x_2, x_3)$  は直交デカルト座標であり、 $u_i^{(N)}$  は  $Q^{(N)}$  状態での材料点の並進変位の  $x_i$  座標方向成分を表す。

$Q^{(N)}$  状態において、物体が体積、外力および変位の変化により  $Q^{(N+1)}$  状態に到達したと考える。 $Q^{(N)}$  状態、 $Q^{(N+1)}$  状態について、更新 Lagrange 座標  $(X_1^{(N)}, X_2^{(N)}, X_3^{(N)})$  を用いて仮想仕事の原理を表すとそれぞれ次のようになる。

$$\int_{V^{(N)}} \rho^{(N)} \bar{u}_i^{(N)} \delta u_i^{(N)} dV + \int_{V^{(N)}} \sigma_{ij}^{(N)} \delta e_{ij}^{(N)} dV = \int_{S_\sigma^{(N)}} \bar{t}_i^{(N)} \delta u_i^{(N)} dS + \int_{V^{(N)}} \bar{b}_i^{(N)} \delta u_i^{(N)} dV \quad (2.a)$$

$$\int_{V^{(N+1)}} \rho^{(N+1)} \bar{u}_i^{(N+1)} \delta u_i^{(N+1)} dV + \int_{V^{(N+1)}} \sigma_{ij}^{(N+1)} \delta e_{ij}^{(N+1)} dV = \int_{S_\sigma^{(N+1)}} \bar{t}_i^{(N+1)} \delta u_i^{(N+1)} dS + \int_{V^{(N+1)}} \bar{b}_i^{(N+1)} \delta u_i^{(N+1)} dV \quad (2.b)$$

ここに、 $(\dot{\cdot})$  は  $(\cdot)$  の時間  $t$  に関する 2 階の偏微分を表す。 $e_{ij}^{(N)}$ 、 $e_{ij}^{(N+1)}$  は Green のひずみテンソル、 $\sigma_{ij}^{(N)}$ 、 $\sigma_{ij}^{(N+1)}$  は第二種 Piola-Kirchhoff の応力テンソルを表し、更新 Lagrange 座標  $(X_1^{(N)}, X_2^{(N)}, X_3^{(N)})$  で定義される。このとき  $\sigma_{ij}^{(N)}$  は Cauchy の応力と等価であり、 $e_{ij}^{(N+1)}$  は  $Q^{(N)}$  状態までの変位は含まない。 $\rho^{(N)}$ 、 $V^{(N)}$ 、 $S_\sigma^{(N)}$  はそれぞれ  $Q^{(N)}$  状態における物体の密度、体積および力学的境界条件が与えられている表面積であり、

$\bar{b}_i^{(N)}$ ,  $\bar{t}_i^{(N)}$  は体積力, 表面力の  $x_i$  座標方向成分である。

$Q^{(N)}$  状態から  $Q^{(N+1)}$  状態への変化が微小であるとき,  $Q^{(N+1)}$  状態での  $u_i^{(N+1)}$ ,  $\sigma_{ij}^{(N+1)}$ ,  $e_{ij}^{(N+1)}$ ,  $\rho^{(N+1)}$ ,  $V^{(N+1)}$ ,  $S_\sigma^{(N+1)}$ ,  $\bar{t}_i^{(N+1)}$ ,  $\bar{b}_i^{(N+1)}$  は,  $Q^{(N)}$  状態の対応する物理量を用いて次のように表すことができる。

$$\begin{aligned} u_i^{(N+1)} &= u_i^{(N)} + \Delta u_i^{(N)}, & \sigma_{ij}^{(N+1)} &= \sigma_{ij}^{(N)} + \Delta \sigma_{ij}^{(N)} \\ e_{ij}^{(N+1)} &= e_{ij}^{(N)} + \Delta e_{ij}^{(N)}, & \rho^{(N+1)} &= \rho^{(N)} + \Delta \rho^{(N)} \\ V^{(N+1)} &= V^{(N)} + \Delta V^{(N)}, & S_\sigma^{(N+1)} &= S_\sigma^{(N)} + \Delta S_\sigma^{(N)} \\ \bar{t}_i^{(N+1)} &= \bar{t}_i^{(N)} + \Delta \bar{t}_i^{(N)}, & \bar{b}_i^{(N+1)} &= \bar{b}_i^{(N)} + \Delta \bar{b}_i^{(N)} \end{aligned} \quad (3.a-h)$$

Green のひずみテンソルの増分の変分量  $\delta \Delta e_{ij}^{(N)}$  は次のように線形項  $\delta \Delta^l e_{ij}^{(N)}$  および非線形項  $\delta \Delta^{nl} e_{ij}^{(N)}$  の和として表される。

$$\begin{aligned} \delta \Delta e_{ij}^{(N)} &= \delta \Delta^l e_{ij}^{(N)} + \delta \Delta^{nl} e_{ij}^{(N)} \\ \delta \Delta^l e_{ij}^{(N)} &= \frac{1}{2} \left( \delta \Delta u_{i,j}^{(N)} + \delta \Delta u_{j,i}^{(N)} \right) \end{aligned} \quad (4.a-c)$$

$$\delta \Delta^{nl} e_{ij}^{(N)} = \frac{1}{2} \left( \delta \Delta u_{k,i}^{(N)} \Delta u_{k,j}^{(N)} + \Delta u_{k,i}^{(N)} \delta \Delta u_{k,j}^{(N)} \right)$$

上式における下添字  $(\cdot)_{,j}$  は更新ラグランジェ座標  $X_j^{(N)}$  に関する偏微分を表す。式(3),(4)の関係を式(2.b)に代入して式(2.a)を考慮して整理すれば,

$$\begin{aligned} & \int_{V^{(N)} + \Delta V^{(N)}} \left( \Delta \rho^{(N)} \ddot{u}_i^{(N)} + \rho^{(N)} \Delta \ddot{u}_i^{(N)} \right) \delta \Delta u_i^{(N)} dV \\ & + \int_{V^{(N)} + \Delta V^{(N)}} \left( \sigma_{ij}^{(N)} \delta \Delta^{nl} e_{ij}^{(N)} + \Delta \sigma_{ij}^{(N)} \delta \Delta^l e_{ij}^{(N)} \right) dV \\ & = \int_{S_\sigma^{(N)}} \Delta \bar{t}_i^{(N)} \delta \Delta u_i^{(N)} dS + \int_{V^{(N)}} \Delta \bar{b}_i^{(N)} \delta \Delta u_i^{(N)} dV \\ & + \int_{\Delta S_\sigma^{(N)}} \bar{t}_i^{(N)} \delta \Delta u_i^{(N)} dS + \int_{\Delta V^{(N)}} \bar{b}_i^{(N)} \delta \Delta u_i^{(N)} dV \\ & - \int_{\Delta V^{(N)}} \rho^{(N)} \ddot{u}_i^{(N)} \delta \Delta u_i^{(N)} dV - \int_{\Delta V^{(N)}} \sigma_{ij}^{(N)} \delta \Delta^l e_{ij}^{(N)} dV \quad (5) \\ & + \left( \int_{S_\sigma^{(N)}} \bar{t}_i^{(N)} \delta \Delta u_i^{(N)} dS + \int_{V^{(N)}} \bar{b}_i^{(N)} \delta \Delta u_i^{(N)} dV \right. \\ & \left. - \int_{V^{(N)}} \rho^{(N)} \ddot{u}_i^{(N)} \delta \Delta u_i^{(N)} dV - \int_{V^{(N)}} \sigma_{ij}^{(N)} \delta \Delta^l e_{ij}^{(N)} dV \right) \end{aligned}$$

はり要素の場合は, 式(5)の体積積分を断面  $A$  の

積分と軸線方向  $x_1$  への積分に分けることができるので

$$\begin{aligned} & \int_0^l \int_{A^{(N)} + \Delta A^{(N)}} \left( \Delta \rho^{(N)} \ddot{u}_i^{(N)} + \rho^{(N)} \Delta \ddot{u}_i^{(N)} \right) \delta \Delta u_i^{(N)} J^{(N)} dA dx_1 \\ & + \int_0^l \int_{A^{(N)} + \Delta A^{(N)}} \left( \sigma_{ij}^{(N)} \delta \Delta^{nl} e_{ij}^{(N)} + \Delta \sigma_{ij}^{(N)} \delta \Delta^l e_{ij}^{(N)} \right) J^{(N)} dA dx_1 \\ & = \sum_{\alpha=1}^2 \int_{A^{(N)}(\alpha)} \Delta \bar{t}_{i(\alpha)}^{(N)} \delta \Delta u_{i(\alpha)}^{(N)} \left| \frac{\partial \mathbf{X}^{(N)}}{\partial x_2} \times \frac{\partial \mathbf{X}^{(N)}}{\partial x_3} \right| dA \\ & + \int_0^l \int_{A^{(N)}} \Delta \bar{b}_i^{(N)} \delta \Delta u_i^{(N)} J^{(N)} dA dx_1 \\ & + \sum_{\alpha=1}^2 \int_{\Delta A^{(N)}(\alpha)} \bar{t}_{i(\alpha)}^{(N)} \delta \Delta u_{i(\alpha)}^{(N)} \left| \frac{\partial \mathbf{X}^{(N)}}{\partial x_2} \times \frac{\partial \mathbf{X}^{(N)}}{\partial x_3} \right| dA \\ & + \int_0^l \int_{\Delta A^{(N)}} \bar{b}_i^{(N)} \delta \Delta u_i^{(N)} J^{(N)} dA dx_1 \\ & - \int_0^l \int_{\Delta A^{(N)}} \rho^{(N)} \ddot{u}_i^{(N)} \delta \Delta u_i^{(N)} J^{(N)} dA dx_1 \\ & - \int_0^l \int_{\Delta A^{(N)}} \sigma_{ij}^{(N)} \delta \Delta^l e_{ij}^{(N)} J^{(N)} dA dx_1 \\ & + \left( \sum_{\alpha=1}^2 \int_{A^{(N)}(\alpha)} \bar{t}_{i(\alpha)}^{(N)} \delta \Delta u_{i(\alpha)}^{(N)} \left| \frac{\partial \mathbf{X}^{(N)}}{\partial x_2} \times \frac{\partial \mathbf{X}^{(N)}}{\partial x_3} \right| dA \right. \\ & \left. + \int_0^l \int_{A^{(N)}} \bar{b}_i^{(N)} \delta \Delta u_i^{(N)} J^{(N)} dA dx_1 \right. \\ & \left. - \int_0^l \int_{A^{(N)}} \rho^{(N)} \ddot{u}_i^{(N)} \delta \Delta u_i^{(N)} J^{(N)} dA dx_1 \right. \\ & \left. - \int_0^l \int_{A^{(N)}} \sigma_{ij}^{(N)} \delta \Delta^l e_{ij}^{(N)} J^{(N)} dA dx_1 \right) \end{aligned} \quad (6)$$

ここで,  ${}^l \mathbf{X}^{(N)} = (X_1^{(N)}, X_2^{(N)}, X_3^{(N)})$  であり,  $\alpha = 1, 2$  はそれぞれ要素節点の両端を表す。  $J^{(N)}$  は次式により表され, 要素の体積変化率を表す。

$$J^{(N)} = \left( \frac{\partial \mathbf{X}^{(N)}}{\partial x_2} \times \frac{\partial \mathbf{X}^{(N)}}{\partial x_3} \right) \cdot \frac{\partial \mathbf{X}^{(N)}}{\partial x_1} \quad (7)$$

また, 積分範囲  $l$  は初期状態での要素長を表す。  $A^{(N)}$  は初期座標で定義された  $Q^{(N)}$  状態での断面積を表し,  $\Delta A^{(N)}$  は  $Q^{(N)}$  から  $Q^{(N+1)}$  状態までの腐食や補修によるはり部材の断面変化量を表す。式(6)にベルヌーイ・オイラーはり理論の変位場を代入し, 軸線上の変位増分成分に変位関数を導入すると, 断面変化を考慮した要素の増分型の離散化運動方程式が誘導される。すなわち, 左辺の第1項より質量マトリックス, 第2項より接線剛性マトリックス, 右辺の第1, 2項より荷重増分に起因した節点力増分

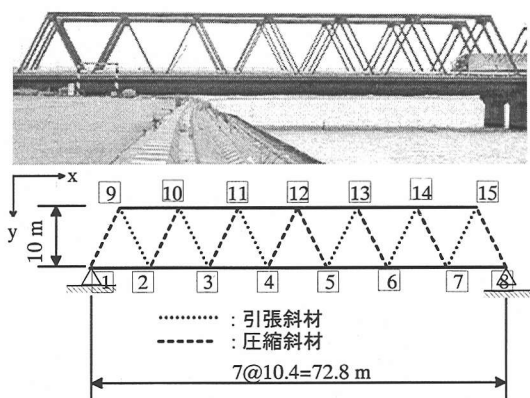


図-4 ワーレントラス橋

表-1 ワーレントラス橋の部材諸元

| 部材番号    | 断面  | ウェブ    | 上フランジ  | 下フランジ  | $\sigma_y$ |
|---------|-----|--------|--------|--------|------------|
| 1 - 9   | BOX | 400×15 | 450×14 | 360×13 | 317        |
| 2 - 9   | H   | 326×9  | 360×12 | 360×12 | 317        |
| 2 - 10  | BOX | 360×13 | 332×13 | 332×13 | 235        |
| 3 - 10  | H   | 300×13 | 360×12 | 360×12 | 235        |
| 3 - 11  | BOX | 340×12 | 300×9  | 300×9  | 235        |
| 4 - 11  | H   | 330×9  | 250×11 | 250×11 | 235        |
| 4 - 12  | BOX | 230×9  | 340×9  | 340×9  | 235        |
| 1 - 2   | BOX | 360×9  | 360×11 | 450×9  | 235        |
| 2 - 3   | BOX | 360×9  | 360×11 | 450×9  | 317        |
| 3 - 4   | BOX | 360×12 | 360×14 | 450×11 | 317        |
| 4 - 5   | BOX | 360×14 | 360×14 | 450×11 | 317        |
| 9 - 10  | BOX | 400×12 | 450×13 | 360×12 | 235        |
| 10 - 11 | BOX | 400×16 | 450×18 | 360×17 | 317        |
| 11 - 12 | BOX | 400×19 | 450×22 | 360×22 | 317        |

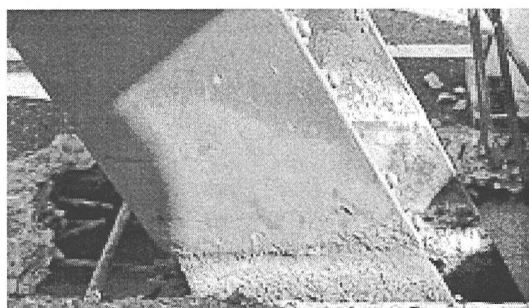
(mm)                  (mm)                  (mm)                  (MPa)

ベクトルが得られる。さらに、右辺の第3～6項よりはり断面の変化に関係した等価節点力増分ベクトル、第7項より $Q^{(N)}$ 状態における不平衡力ベクトルが誘導される。ここでは、誘導された2節点の2次元ベルヌーイ・オイラーはり要素を汎用構造解析プログラム ABAQUS<sup>®</sup>にユーザーエレメントとして導入する。

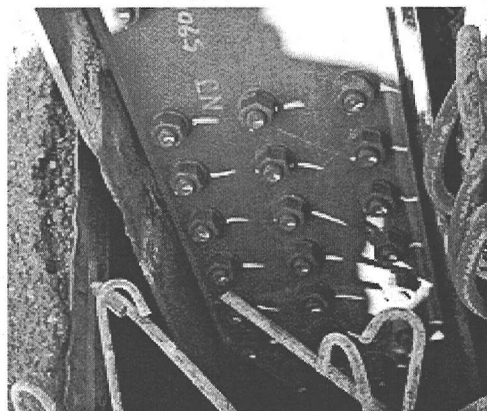
式(6)は時間の影響も考慮に入れた厳密な式であるが、腐食や補修による体積変化の速度は地震時などの動的外力および変位の変化速度に較べると無視できるほどゆっくりしたものであるため、腐食や補修などによる体積変化のみを考慮する場合は全て無視できる。このように、時間項を無視した式は著者らの文献7)に示されている。

### 3. 既存ワーレントラス橋の腐食状況と補修

今回検討対象とする構造物は図-4に示す1950年代に架設された下路式ワーレントラス橋である。部材断面や材料の降伏応力を表-1にまとめる。こ



(a) 腐食したフランジ



(b) 添接板により補修されたウェブ

図-5 引張斜材の腐食および補修状況

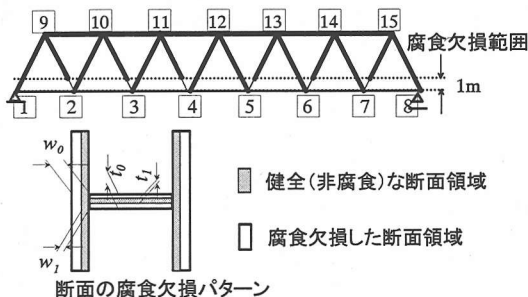


図-6 ワーレントラス橋の腐食パターン

これらの部材はトラス格点においてガセットにより結合されている。引張斜材はH型断面であり、x-y平面と平行にフランジが配置されている。部材の腐食による欠損は図-5に示すように斜材のコンクリート床版に埋め込まれた部分で生じ、H型断面の引張斜材の腐食はフランジ、ウェブともに箱形断面の圧縮斜材に比べて特に大きく進行していた。腐食部の補修はベント等による支持を行わず、死荷重下で実施された。このとき、引張り斜材の腐食欠損部位の断面積増加を目的として2枚の添接板が斜材のウェブを挟み込む形でボルト接合されたが、引張り斜材

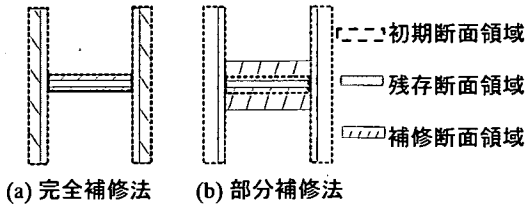


図-7 引張斜材の補修方法

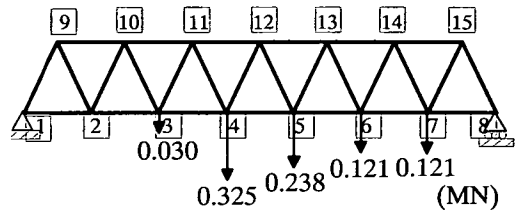
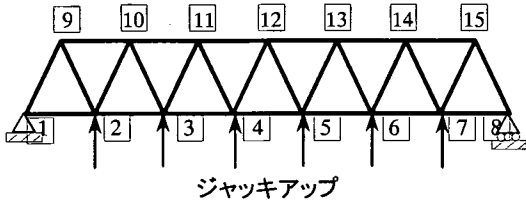
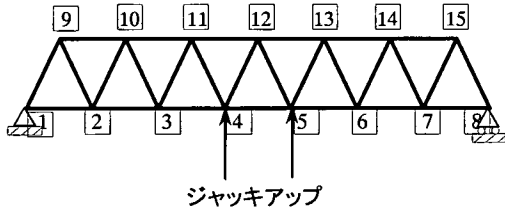


図-9 設計活荷重の荷重パターン



(a) ジャッキアップ法 I



(b) ジャッキアップ法 II

図-8 ジャッキアップ方法

での曲げモーメントの作用が微小であるとの考えから腐食したフランジは補修されていない。本論文ではこのトラス橋を用いて、実際に行われた補修法以外にも視野に入れ、腐食と補修履歴を時系列的に正確に解析し、補修方法の差が橋の力学性能に与える影響について検討する。

#### 4. 数値解析モデル

3. に述べた腐食した下路式ワーレントラス橋を解析モデルとする。腐食欠損したトラス橋のモデルとしては実構造の腐食欠損パターンを簡易化したものを用いる。すなわち、図-6 に示すように、コンクリート床版に埋め込まれた引張り斜材の下部が下弦材との格点から上方へ 1m の範囲で一様に腐食欠損した場合を考える。実際の腐食形状は複雑であるが文献 2) によると、等価一様板厚を用いることで、近似的に腐食部材の耐力評価ができることが示されており、このような等価板厚を設定すれば現実的な対応が可能となる。材料構成則は移動硬化則によっており、降伏後の接線剛性は一定で、ヤング係数

( $E = 2.06 \times 10^5$  (MPa)) の 1% とする。床版や舗装などによる死荷重強度は 0.0358 MN/m で橋軸方向に沿って分布しており、これを下弦材の格点部に集中して荷重する。なお、床版は非合成と考え、その剛性は無視している。すべての部材の初期たわみは最大たわみを部材長の 0.1% とした sin 半波形状とする。建設当初の無荷重状態で橋に存在する残留応力は無視する。トラスの縦断線形については、製作キャンパーは無視し、無荷重状態において上側および下側の格点はそれぞれ水平に配置されているものとする。各トラス部材は格点部で剛結されていると仮定し、平面はり要素を用いてモデル化する。このときトラス部材は解の収束性を考慮しておのおの 30 分割している。

#### 5. 解析内容

先に説明した解析法により建設当初からの当該構造の腐食過程、補修過程を時系列的に解析する。そして、腐食や補修履歴により構造物に内在し変化する死荷重下の応力分布や変形を正確に評価し、ライフサイクルにおける任意時点での構造物の力学性能評価に反映する。

##### (1) 腐食過程

はじめに、死荷重作用下における腐食の進行過程の解析を行う。部材断面積の腐食欠損の程度を表現するため、 $\beta = \Delta A / A_0$  で定義される腐食欠損率  $\beta$  を導入する<sup>10)</sup>。ここに、 $\Delta A$  は腐食による部材の欠損断面積を表し、 $A_0$  は初期断面積を表す。今回の解析において一定の死荷重作用下において、引張斜材の腐食部位の腐食欠損率を  $\beta = 0$  から最終の欠損率  $\beta_f$  まで一様増加させる。ここでは  $\beta_f = 0.75, 0.90$  とする。この腐食により引張斜材のすべての腐食領域において塑性化が生じる。

##### (2) 補修過程

腐食欠損率が  $\beta = \beta_f$  のときに、引張斜材の腐食部位に補修が施されると考える。補修は部材を元の

幾何学形状に完全に修復するのが理想的であると一般には考えられる。ここではこの補修方法を“完全補修法”と呼ぶ。しかしながら、このような補修は現実には難しい。腐食部材が引張り斜材の場合、3. で取り上げた実橋でも採用されたように、図-5 に示すごとく H 型部材断面の腐食による全欠損断面積に等しい断面積を持つ添接板をウェブ部分に追加し、斜材の引張り剛性と引張り強度のみを復元する処置がしばしば行われる。この補修方法をここでは“部分補修法”と呼ぶこととする。引張斜材の断面が上記の2つの方法により補修された状態を図-7 に示す。極大地震などの大きな加速度振幅を持つ地震波が入力した場合、引張斜材であっても圧縮力が作用する可能性がある。このとき、引張斜材の曲げ剛性の復元が十分でない“部分補修法”では、地震時の強度が建設当初の構造に較べ低下する可能性もある。ここでは上記の2つの断面補修方法の影響について調べる。

部材断面の腐食欠損により生じる橋のたわみが顕著でない場合、3. で述べたように、ベントなどによりジャッキアップせずに死荷重作用下において腐食部材に対する補修が施されることも多い。このような補修法では、材料の腐食欠損により生じたたわみは補修後の橋において残留する。さらに、補修しても引張斜材の腐食区間の残存断面部分には大きな応力が作用する一方、補修部分には活荷重や地震荷重が作用しない限り応力は発生しない。以上の補修方法をここでは“ジャッキアップなし”の補修と呼ぶ。

腐食によるたわみの増加に起因した使用性の悪化を改善するためには補修する前に腐食した橋をジャッキアップし、腐食によるたわみを除去する必要がある。ここではジャッキアップする方法として図-8 に示す2つの方法を考える。“ジャッキアップ法Ⅰ”は図-4 に示す下弦材すべての格点[2]~[7]に載荷されている死荷重を除去するためにジャッキアップする方法である。この方法では、弾性変形により生じているたわみは除去できるが、塑性変形によるたわみは十分に除去できない。“ジャッキアップ法Ⅱ”は、死荷重作用下において支間中央付近の2つの格点[4],[5]のたわみのみを0とするようにこれらの格点をジャッキアップする方法であり、使用性の改善を最優先の目的としたものである。なお、すべての格点のたわみを0とすることは端部の鉛直支持点において負反力が生じるため、現実的な工法として選択される可能性はほとんどなく、ここでは検討対象としない。

### (3) 補修した橋の終局挙動の解析

前節において、トラス橋のいくつかの可能な補修方法を説明した。ここではこのトラス橋について建設当初と補修後についてその終局挙動を解析し、補修方法が終局挙動に与える影響について調べる。終局挙動を検討するとき考慮する荷重として、設計で用いられる静的な活荷重<sup>9)</sup>と動的な地震荷重の2つの荷重タイプを用いる。

静的な設計活荷重の載荷パターンを図-9 に示すが、これは部材[4]-[11]がクリティカルになるように決定している。解析では死荷重を一定値に固定し活荷重係数 $\lambda_f$ を増加させる。活荷重係数がピーク近傍に到達すると弧長制御により解析を行う。なお、活荷重係数 $\lambda_f$ は図-9 における設計活荷重パターンと載荷した活荷重との比によって定義されている。

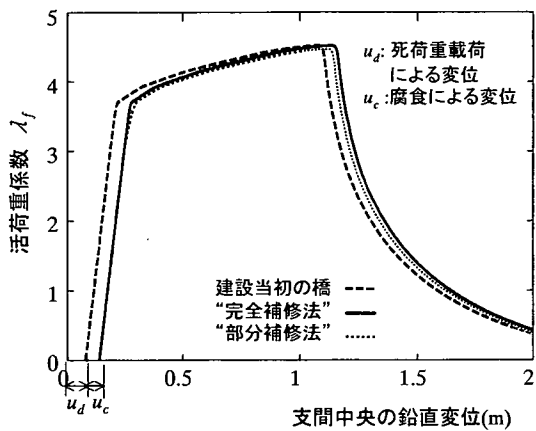
地震荷重としては兵庫県南部地震における神戸海洋気象台の加速度波形記録(JMA)のN-S成分を2倍したものを入力水平加速度として、橋軸方向に作用させる。このように加速度を拡大する理由としてはトラス橋に明確な損傷を生じさせるためである。動的応答解析は一定死荷重下において実行する。部材の鋼材密度は $7850 \text{ kg/m}^3$ である。床版の質量は単位長さ当たり $2410 \text{ kg/m}$ とし、下弦材の格点に集中させる。時間に関する数値積分はNewmarkの $\beta$ 法( $\beta=0.25$ )による。数値積分における最大時間増分は $0.01(\text{sec.})$ であるが、この増分は収束が悪い場合には小さくしている。

## 6. 解析結果に対する考察

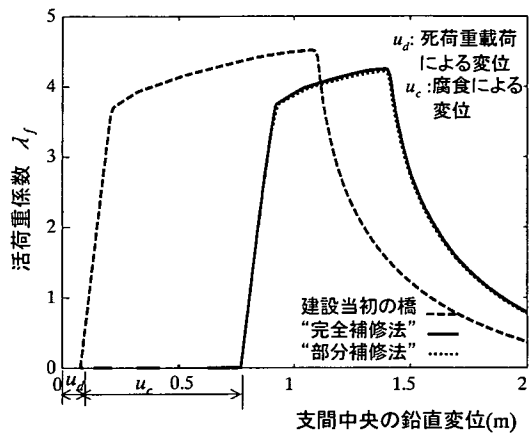
### (1) 引張斜材腐食部分の補修方法の影響

引張斜材の腐食部分の補修方法としてここでは先に説明した図-7の“完全補修法”と“部分補修法”を検討対象とする。なお、補修はトラス橋をジャッキアップせず、死荷重の作用下で行われるものとする。このため、腐食により生じたトラス橋のたわみは残留するとともに、死荷重作用下において補修後のトラス橋内の応力分布も初期状態とは異なったものになる。

引張り斜材に $\beta_f = 0.75, 0.90$ の腐食欠損発生後、補修を行った橋ならびに腐食していない建設当初の橋に活荷重を静的に載荷し増加させた時の終局挙動を活荷重係数 $\lambda_f$ と支間中央の鉛直変位の関係として、図-10 に示す。図中で $u_d$ は初期状態での死荷重によるたわみ、 $u_c$ は腐食によるたわみの増加分を示している。図-10(a)より腐食欠損率 $\beta_f = 0.75$ では補修方法の違いによらず補修した橋は建設当初とほとんど差のない静的な終局挙動を示

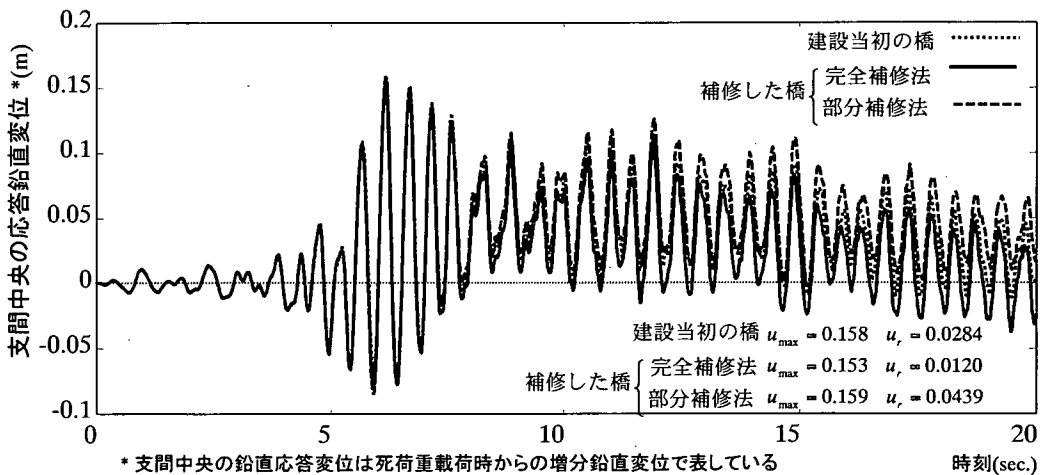


(a) 腐食欠損率  $\beta_f = 0.75$  の場合

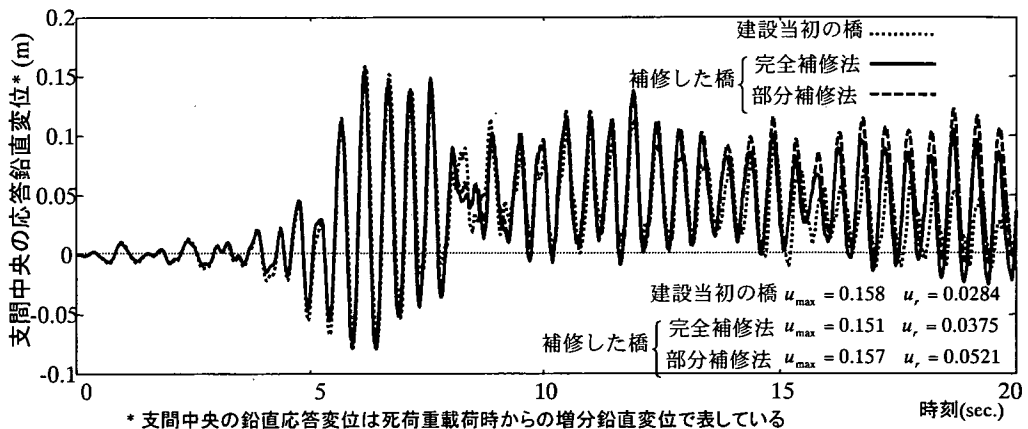


(b) 腐食欠損率  $\beta_f = 0.90$  の場合

図-10 死荷重下で引張斜材を補修した場合の荷重-変位曲線



(a) 腐食欠損率  $\beta_f = 0.75$  の場合



(b) 腐食欠損率  $\beta_f = 0.90$  の場合

図-11 死荷重下で補修を施した場合の鉛直変位の地震時時刻歴応答 ( $\beta_f = 0.90$ )

す。また、図-10(b)より腐食欠損率  $\beta_f = 0.90$  の場合でも腐食後に補修したトラス橋の静的な極限挙動は斜材の“完全補修法”と“部分補修法”の差に関係なくほぼ一致する。しかしながら、 $\beta_f = 0.90$  のとき、補修した橋の最大荷重は建設当初の橋よりも小さくなる。これは補修前に腐食により生じた死荷重下のたわみや補修による応力再配分に起因するものと考えられる。同様の結果は文献 7)でも確認されている。

地震荷重作用下における補修後の橋の動的解析結果として、 $\beta_f = 0.75, 0.90$  のそれぞれについて図-11 に支間中央の鉛直変位の時刻歴応答を建設当初の橋の時刻歴応答と比較することにより示す。ここで、各補修法間の応答特性を明確に捉えるため、支間中央の鉛直応答変位は死荷重載荷状態からの変位増分で表現している。図-11(a), (b)より、補修した橋の動的挙動は建設当初のものといくぶん異なっていることがわかる。すなわち、補修した橋の最大応答変位  $u_{max}$  は腐食のない建設当初の橋とほとんど同じであるが、補修した橋では残留変位  $u_r$  がより大きくなっている。とくに、“部分補修法”により補修された橋では残留変位が最も大きくなっている。この残留変位は引張斜材の補修部分に生じる曲げ変形に起因して生じている。なおここでの残留変位  $u_r$  は時刻  $t=15(\text{sec}) \sim 20(\text{sec})$  における支間中央の応答鉛直変位の平均値を表している。以上の結果は、静的荷重下では曲げ変形が有意とならない引張斜材について、引張り剛性と引張り強度のみを復元し、曲げ剛性を復元しない“部分補修法”の考え方が動的荷重下の性能復元には必ずしも十分でない場合がある可能性を示唆している。

$\beta_f = 0.90$  の場合の補修完了時ならびに地震応答解析終了時のトラス橋の変形状態を図-12 に示す。この図には比較のため、建設当初の橋の地震応答解析終了時の変形状態も示している。図-12(a)を図-12(c), (d)と比較してわかるように、最終の変形状態において、地震動により生じる残留変形は腐食による変形に比べかなり小さいことがわかる。なお、地震応答解析終了時の支間中央の鉛直変位は“部分補修法”の場合が 82.0cm と最も大きく、全支間に対する比率は約 1.1%程度となる。この内、腐食時による変位が 76.8cm であり大きな比率を占めている。このようにトラス橋が大きく撓んだ場合、下弦材の上に配置される鉄筋コンクリート床版に問題が生じる可能性がある。本ケースについては、死荷重下で腐食により生ずる下弦材のたわみと等しいたわみが床版コンクリートにも生ずるとした場合、床版の応力は約 10(MPa)程度である。これにより、直ち

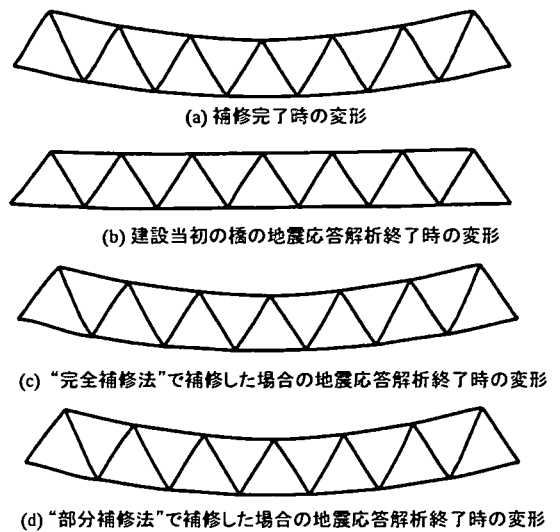


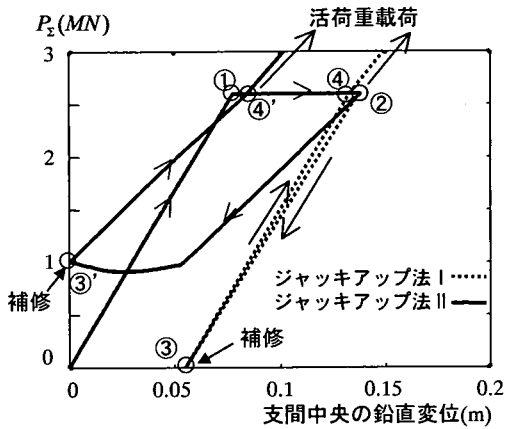
図-12 補修完了時および地震応答解析終了時( $t=20\text{sec.}$ )の残留変形状態  
(腐食欠損率  $\beta_f = 0.90$ 、変形の拡大率 7 倍)

に床版が曲げ破壊することはないが、繰り返し活荷重が載荷した場合、早期に床版が損傷することが考えられる。したがって、床版の死荷重応力を緩和するためにジャッキアップして腐食によるたわみを除去して補修することもありうる。つぎに、このような補修を行った場合のトラス橋の力学性能について検討する。

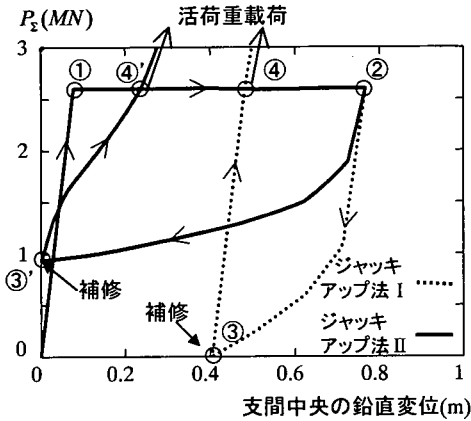
## (2) 補修時のジャッキアップ方法の影響

腐食によるたわみが大きい場合、これを除去するため腐食欠損した部材を補修する前に橋がジャッキアップされる場合がある。ここで考えるジャッキアップの方法は 5. (2) に示した“ジャッキアップ法 I”，“ジャッキアップ法 II”とする。この 2 つの方法でジャッキアップにより補修を行う場合のトラス橋支間中央の鉛直変位と橋に作用する鉛直死荷重の合計値の関係を補修時の腐食欠損率が  $\beta_f = 0.75, 0.90$  の場合について図-13(a), (b) に示す。ここで①は建設当初の橋に死荷重が作用した状態であり、①-②は死荷重作用下での腐食過程に対応する。②-③は“ジャッキアップ法 I”で腐食した橋の死荷重が除かれるように下弦材の全格点をジャッキアップする過程である。一方、②-③'は“ジャッキアップ法 II”で支間中央付近の格点 4, 5 の変位が零となるまでこれらの格点をジャッキアップする過程である。それぞれ、③, ③'において腐食欠損した引張り斜材の補修が行われる。すべての腐食部材は「完全補修法」により幾何学的





(a) 腐食欠損率  $\beta_f = 0.75$  の場合



(b) 腐食欠損率  $\beta_f = 0.90$  の場合

- ①-②: 腐食過程
- ②-③(I), ②-③'(II): ジャッキアップ過程
- ③-④(I), ③-④'(II): ジャッキダウン過程

図-13 ジャッキアップおよびジャッキダウン過程におけるつり合い曲線

に元の断面形状に補修されるものとする。最後に③-④, ③'-④'でジャッキダウンして補修が全て終了する。図-13(a), (b)から分かるように、“ジャッキアップ法 I”では鉛直死荷重は完全に取除かれるが、死荷重下の腐食により生じた塑性変形に起因するたわみの部分は除去できない。支間中央付近の2つの格点の鉛直変位を取り除く“ジャッキアップ法 II”では  $\beta_f = 0.90$  のとき図-14に示すように、部材 [3]-[10], [6]-[14] および [4]-[11], [5]-[13] 等の引張斜材下部の腐食部分に局所的な曲げ変形が発生する。これはジャッキアップ時に引張斜材に一時的に生じる圧縮力に対して

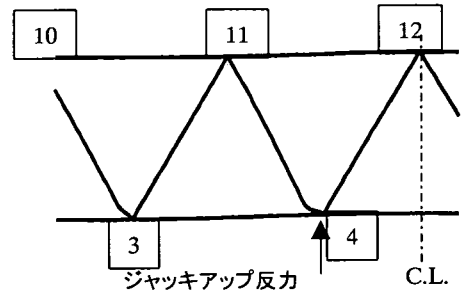
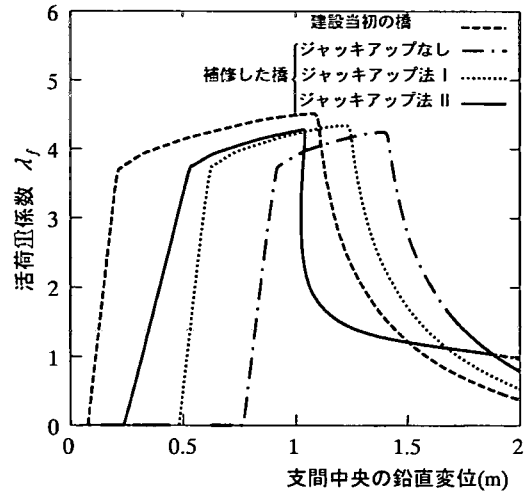
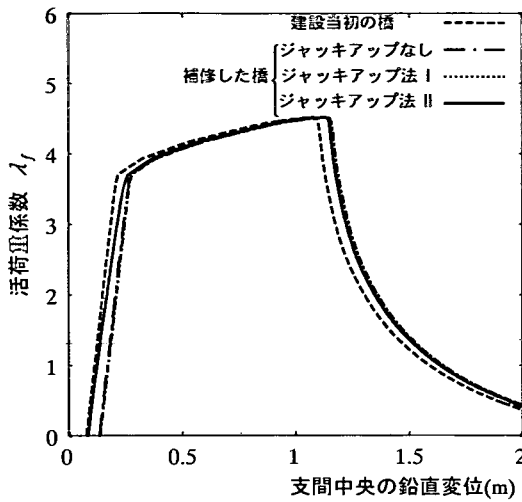


図-14 “ジャッキアップ法 II”によるジャッキアップ完了後に生じる局所曲げ変形  
(腐食欠損率  $\beta_f = 0.90$ , 変形の拡大率 1 倍)

$\beta_f = 0.90$  のように大きな腐食欠損が生じている部位の曲げ剛性の不足に起因している。

6(1)と同様、はじめに、2種類のジャッキアップ方法により補修を行ったトラス橋に活荷重を静的に載荷した時の終局挙動を活荷重係数  $\lambda_f$  と支間中央の鉛直変位の関係として図-15(a), (b)に示す。これらの図には、ジャッキアップせずに死荷重作用下で補修された橋ならびに建設当初の橋の終局挙動も比較のため記入している。図-15(a)より、 $\beta_f = 0.75$  ではジャッキアップを行っても、ジャッキアップしないものとの差は少なく、ジャッキアップの影響は明確には認められない。また、“ジャッキアップ法 II”では初期剛性が他のケースと比較して若干低下していることが分かる。図-15(b)より、 $\beta_f = 0.90$  の場合では、“ジャッキアップ法 I”により補修された橋の最大荷重はジャッキアップしないものより若干高くなるが、建設当初の橋と較べると若干低くなる。一方、“ジャッキアップ法 II”により補修された橋の最大荷重はジャッキアップを行ったにもかかわらず、ジャッキアップしないものと比較して増加しておらず、初期剛性も低下している。これは、“ジャッキアップ法 II”により補修された橋では図-14に示すように、部材 [3]-[10], [6]-[14] および [4]-[11], [5]-[13] 等の引張斜材下部に局所的な曲げ変形が生じたためであると考えられる。

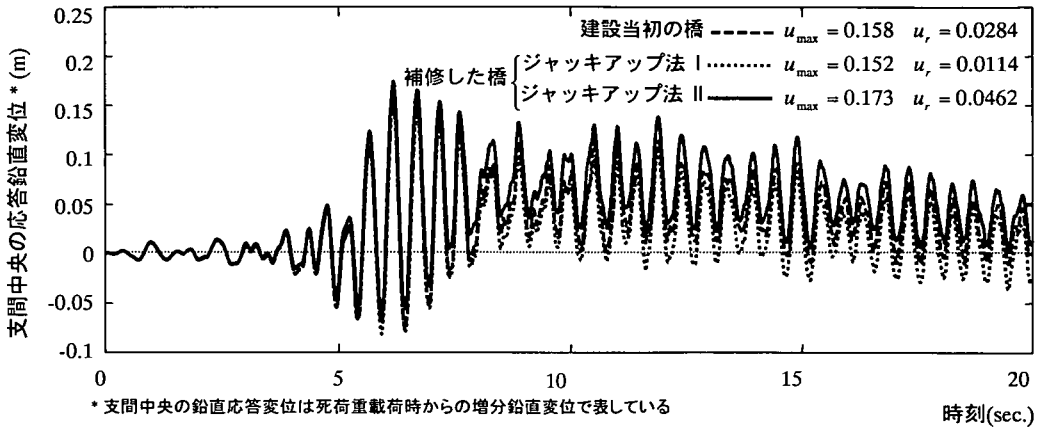
つぎに、地震荷重下における補修後の橋の動的解析結果として、図-16に支間中央の鉛直変位の時刻歴応答を建設当初の橋の時刻歴応答と比較することにより示す。また、最終の変形パターンを図-17に示す。図-16(a)より、 $\beta_f = 0.75$  の場合には静的な検討と同様に動的応答にジャッキアップによる影響は顕著には認められないことがわかる。また、図-16(b)より、 $\beta_f = 0.90$  の場合、“ジャッキア



(a) 腐食欠損率  $\beta_f = 0.75$  の場合

(b) 腐食欠損率  $\beta_f = 0.90$  の場合

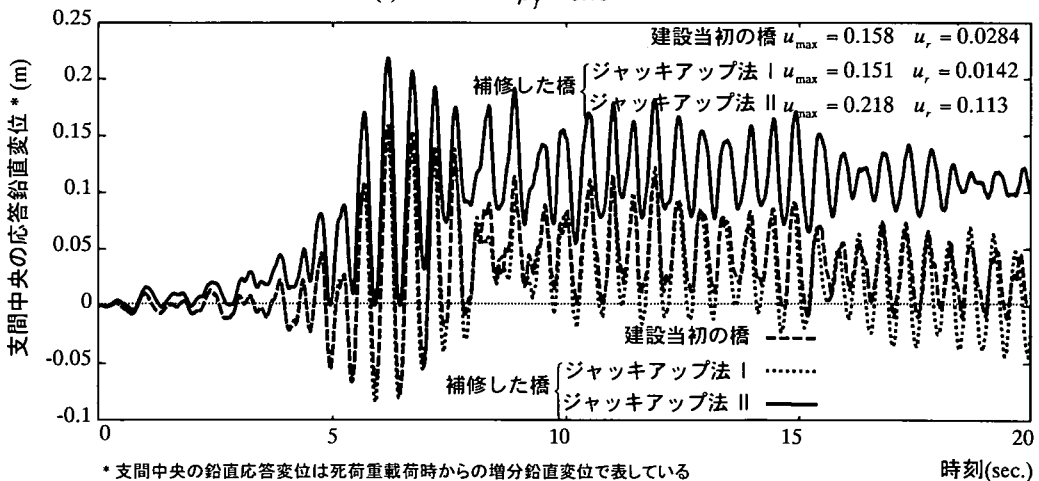
図-15 ジャッキアップにより補修した場合の荷重-変位曲線



\* 支間中央の鉛直応答変位は死荷重載荷時からの増分鉛直変位で表している

時刻(sec.)

(a) 腐食欠損率  $\beta_f = 0.75$  の場合



\* 支間中央の鉛直応答変位は死荷重載荷時からの増分鉛直変位で表している

時刻(sec.)

(b) 腐食欠損率  $\beta_f = 0.90$  の場合

図-16 ジャッキアップにより補修した場合の鉛直変位の地震時時刻歴応答

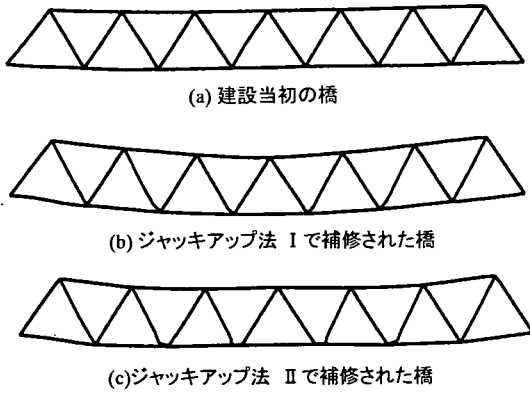


図-17 地震応答解析最終時( $t=20\text{sec.}$ )の変形状態  
(腐食欠損率  $\beta_f = 0.90$ , 変形の拡大率7倍)

「ジャッキアップ法Ⅰ」により補修された橋の動的挙動は建設当初の橋およびジャッキアップせずに補修した橋のそれとほぼ類似している。一方、「ジャッキアップ法Ⅱ」により補修された橋は最大応答変位および残留変位が著しく大きくなっている。これは図-14に示すジャッキアップ過程において発生する腐食部分の局部曲げ変形により引張斜材の圧縮強度が低下することによると考えられる。この事実は図-15に示す地震時動的応答解析終了後の最終的な残留変形形状からも確認できる。すなわち、「ジャッキアップ法Ⅰ」では全体的に下方に撓んだ形状となるが、「ジャッキアップ法Ⅱ」では下弦材の形状は支間内で上下しており、引張斜材に補修時に生じた局所曲げ変形の影響が出ている。以上より、ここで検討したトラス橋の場合、腐食により生じたたわみを除く「ジャッキアップ法Ⅱ」では補修した橋の動的挙動にかえって悪影響を及ぼすことがわかる。ジャッキアップする場合は部材に局部的な曲げ変形が生じないように十分配慮することが必要である。なお、橋の腐食過程で発生するたわみが使用性の観点から許容されるものであれば、ジャッキアップせずに補修する方法が力学的および経済的な面から最も適当であるといえよう。

## 7. まとめ

鋼構造部材の腐食欠損やその補修の履歴を正確に考慮し鋼構造物の長期間における静的ならびに動力学的な力学性能の変化を正確に評価するための汎用的な解析手法を示した。また、腐食したワーレントラス橋を例に、補修方法や補修履歴によりその地震荷重下の動力学的な性能がどの様に変化するかにつ

いて、静的荷重下の性能と比較することにより検討した。得られた結果をまとめると以下のようになる。

- (1) 死荷重作用下で腐食欠損部材を幾何学的に元の断面と等しくなるように補修した場合でも、その耐力は建設当初の耐力まで回復しない場合がある。これは、補修前に腐食により生じた死荷重下のたわみや応力再配分に起因するものである。
- (2) トラスにおいて腐食欠損したH型断面の引張り斜材を補修する場合、断面の腐食による全欠損断面積に等しい面積を持つ添接板をウェブ部分のみに追加し、斜材の引張り剛性と引張り強度のみを復元する処置がよく行われる。この手法と断面形状を幾何学的に元の状態に復元する場合と比較すると、静的な荷重下では両者はほぼ等価な終局挙動特性を示す。一方、動的な極大地震などの大きな振幅を持つ地震波が入力した場合、引張り斜材であっても圧縮力が作用することにより、補修された斜材の曲げ剛性の復元が十分でない、トラス橋の地震時の性能は建設当初に較べ低下する可能性がある。
- (3) 腐食により生じたたわみを取り除くためにジャッキアップし補修する場合、部材に局所的な曲げ変形が生じ、構造全体の力学性能が低下する可能性がある。この影響はとくに地震などの動的荷重下で顕著である。

**謝辞：**本研究の一部は日本鋼構造協会 鋼橋の性能照査型設計対応研究委員会鋼橋の防食・LCC部会（委員長藤野陽三東京大学大学院教授）において行われたものである。本研究を行うにあたり、国土交通省中部地方整備局名古屋国道事務所、三重国道工事事務所および財団法人道路保全技術センター中部支部より、貴重な資料をご提供いただきました。以上記して謝意を表します。

## 参考文献

- 1) 土木学会：鋼橋の劣化現象と損傷の評価，1996。
- 2) 日本鋼構造協会：既設鋼橋部材の耐力・耐久性診断と補修・補強に関する資料集，JSSC テクニカルレポート，No.51，2002。
- 3) 村中昭典，皆田理，藤井堅：腐食鋼板の表面性状と残存耐力，構造工学論文集，Vol.44A，pp.1063-1071，1998.3。
- 4) 西村宜男，竹内修治，村上茂之，竹下主義，軸屋一美，伏見義仁：断面に欠損を生じた円形鋼管部材の

- 座屈強度特性, 鋼構造論文集, 第 6 巻, 第 21 号, pp.55-66, 1999.3.
- 5) 野上邦栄, 山沢哲也, 小栗友紀, 加藤美幸: 腐食減厚に伴う合成 I 桁及び I 断面柱の残存耐力評価に関する一考察, 構造工学論文集, Vol.47A, pp.93-102, 2001.
- 6) Vo Thanh Hung, 永澤洋, 佐々木栄一, 市川篤司, 名取暢: 腐食が原因で取り替えられた実鋼橋支点部の載荷実験および解析, 土木学会論文集, No.710/I-60, pp.141-151, 2002.
- 7) 後藤芳顯, 川西直樹: 腐食や補修の影響を考慮した長期間の力学性能評価のための構造解析法の開発, 土木学会論文集, No.689/I-57, pp.85-100, 2001.
- 8) *ABAQUS Users Manual 5.8* (1999). HKS, Inc.
- 9) 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説, I 共通編, II 鋼橋編, 丸善, 平成 14 年 3 月
- 10) Kulicki, J.M., Prucz, Z., Sorgenfrei, D.F., Merts, D.R. and Young, W.T.: Guidelines for evaluating corrosion effects in existing steel bridges, National cooperative highway research program report 333, 1990.
- (2002. 10. 23 受付)

## AN ANALYSIS TO EVALUATE SEISMIC PERFORMANCE OF EXISTING STEEL STRUCTURES CONSIDERING HISTORIES OF CORROSION LOSS OF MATERIAL AND REPAIR

Yoshiaki GOTO and Naoki KAWANISHI

A structural analysis is developed in order to evaluate the long term mechanical performance of steel structures by taking into account the effects of the histories of corrosion loss of material and repair. This analysis is characterized by the point that the volume change in material due to corrosion or repair is adopted as a new controlling parameter along with the conventional parameters such as load and displacement. With the proposed analysis method, it is examined how the seismic behaviors of the repaired bridges are influenced by the difference of the repair methods in comparison with that of the corresponding virgin bridge.