

## 13.7 落橋等の重大事故を防止するための調査・診断技術に関する研究

研究予算：運営費交付金（一般勘定）

研究期間：平 23～平 27

担当チーム：橋梁構造研究グループ

研究担当者：村越潤，石田雅博，宇佐美惣，  
高橋実，本多弘明，廣江亜紀子

### 【要旨】

高度経済成長期に建設された膨大な道路橋ストックの高齢化が急速に進む中で、近年、国内ではトラス橋斜材の腐食欠損に伴う破断や PC 橋の PC 鋼材の腐食・破断等が発生している。これらの橋梁形式における主部材の腐食損傷については橋全体系の安全性に重大な影響を及ぼす可能性があり、構造物の状態を適切に調査・診断するための技術が求められている。本研究では、鋼トラス橋や PC 橋を主な対象として、損傷の部位・程度に応じた、橋全体系の安全余裕を把握するとともに、耐荷性能喪失に至る過程を検討する。また、部材レベルの残存耐荷性能を評価する手法と詳細調査から措置判断に至るまでの考え方、手法を検討する。

キーワード：トラス橋，PC 橋，維持管理，腐食，耐荷性能

### 1. はじめに

高度経済成長期に建設された膨大な道路橋ストックの高齢化が急速に進む中で、近年、落橋等の重大事故につながりかねない損傷事例が顕在化している。

鋼橋では、鋼トラス橋において重大損傷が報告されている。平成 19 年に国道 23 号木曾川大橋、国道 7 号本荘大橋において、コンクリート埋込部の腐食による斜材の破断が発生している。このようなトラスやアーチといった橋梁形式の主構部材においては、部材の損傷が橋全体系の安全性に与える影響が大きく、一部材の破断が重大損傷につながるおそれがある。

一方、コンクリート橋では、塩害による鋼材の腐食や破断が報告されている。平成 21 年に国道 18 号妙高大橋において、一部の PC 鋼材の腐食・破断が確認された。これらの損傷についても、損傷部位によっては落橋や重大損傷につながるおそれがある。

いずれも、設計計算上、構造系が成立する上で不可欠な部材の損傷事例であり、このような重大事故を起こす可能性のある損傷については、早期に把握し、状態に応じて通行規制等の適切な措置を行う必要がある。また、前述した国内の損傷事例は、橋全体の構造的冗長性（リダンダンシー）等により、部材損傷が発見された時点では落橋に至っていないものと考えられるが、今後、重大事故を未然に防ぐためには、部材損傷が橋全体の崩壊に及ぼす影響や崩壊メカニズムについて明らかにしていく必要がある。

このような背景から、本研究では、鋼トラス・アーチ

橋及び PC 橋を主な対象として、損傷部位・程度に応じた、橋全体系の安全余裕（構造的冗長性）を把握するとともに、耐荷性能喪失に至る過程（崩壊メカニズム）について検討する。また、部材レベルの残存耐荷性能を評価する手法と構造的冗長性を踏まえた詳細調査から措置判断に至るまでの考え方、手法について検討する。

平成 26 年度は、腐食劣化の生じた鋼トラス橋斜材と弦材を対象に載荷試験及び FEM 解析を行い、破壊性状及び残存耐荷力を把握するとともに、腐食した橋梁部材の耐荷力評価手法について検討した。また、塩害により劣化したポストテンション PC 桁を対象として、過年度に実施した載荷試験や解体調査等の研究を踏まえ、PC 鋼材の力学的特性や FEM 解析による劣化 PC 桁の耐荷力推定を行い、材料特性や各検査項目および検査精度が耐荷力に与える影響について検討した。

### 2. 腐食劣化の生じた鋼トラス橋部材の残存耐荷力に関する検討

#### 2.1 検討概要

腐食劣化の生じた鋼トラス部材の耐荷力評価手法の開発を目的として、約 50 年間供用され、著しい腐食損傷により架け替えに至った鋼トラス橋の撤去部材から切り出した弦材及び圧縮斜材に対して模擬的に断面欠損を導入し、腐食欠損状況の調査及び腐食形状の計測を行った。さらに、静的載荷試験及び弾塑性有限変位解析を行い、腐食が破壊性状及び残存耐荷力に与える影響を把握するとともに残存耐荷力評価手法を検討した。

2.2 対象試験体

対象とした橋梁は、一般国道124号線にて千葉県と茨城県との県境の利根川に架かる銚子大橋であり、橋長407mの側径間にゲルバー吊構造を有する鋼5径間下路式トラス橋<sup>2)</sup>である。写真-2.1に対象橋梁を示す。1962年に建造され、2000年の調査結果では、交通量は21,251台/12h、大型車混入率は8.5%であった。本橋は、塩害による部材の腐食損傷が著しく、過去に上下横構の交換、主構、床組の当板添接等の大規模な補修補強を繰り返してきた。供用停止前には、腐食欠損による部材耐力の低下により、通行車両が20トン以下に制限されており、2009年に新橋の供用開始に合わせて撤去されている。

対象橋梁の全体一般図及び試験体とした弦材及び斜材の位置図を図-2.1に示す。試験体は圧縮斜材(D73u, D68d, D64d)の3部材と上弦材(U74d)の1部材であり、鋼種はSS400の圧縮箱断面部材である。なお、部材の塗膜はあらかじめ除去しており、塗膜の状況に応じてハンマーによる手はつりとジェットタガネを併用し、狭隘で工具による作業が困難な箇所についてはウォータージェットを用いることで、鋼部材の強度特性に影響を与えないように配慮した。写真-2.2に塗膜除去後の試験

体の状況を示す。本研究では、圧縮斜材の3部材については全体座屈試験を想定したCaseA1~A3と、上弦材については局部座屈試験を想定したCaseB1~B3と呼称する。写真中に示すように、全体座屈試験体(斜材)は各部材の保管時の長さを最大限担保しながら端部を切り落とし、かつ材料試験片を切り出せる範囲を部材長として設定した。局部座屈試験体(上弦材)は、長さ1,000mmの試験体3体及び材料試験片を切り出している。なお、図中の残存付属部材は、計測時には全て撤去した。また、写真-2.3に示すCaseB2の角部の溶接状況から、未溶着部が4mm程度あり、切断面の溶接部にはブローホールが生じていた。



写真-2.1 撤去前の対象橋梁(手前)と新橋(奥)

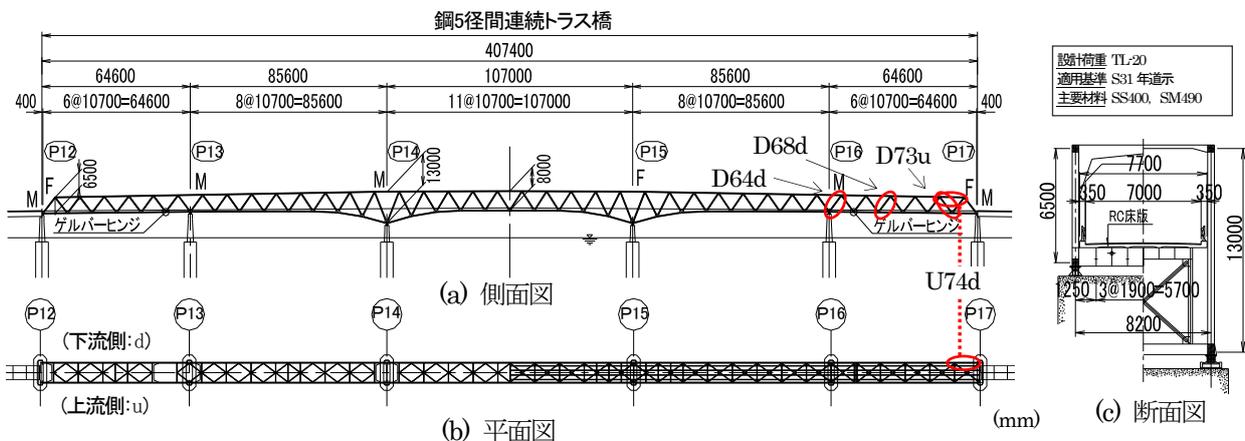


図-2.1 対象橋梁の全体図及び試験体の位置

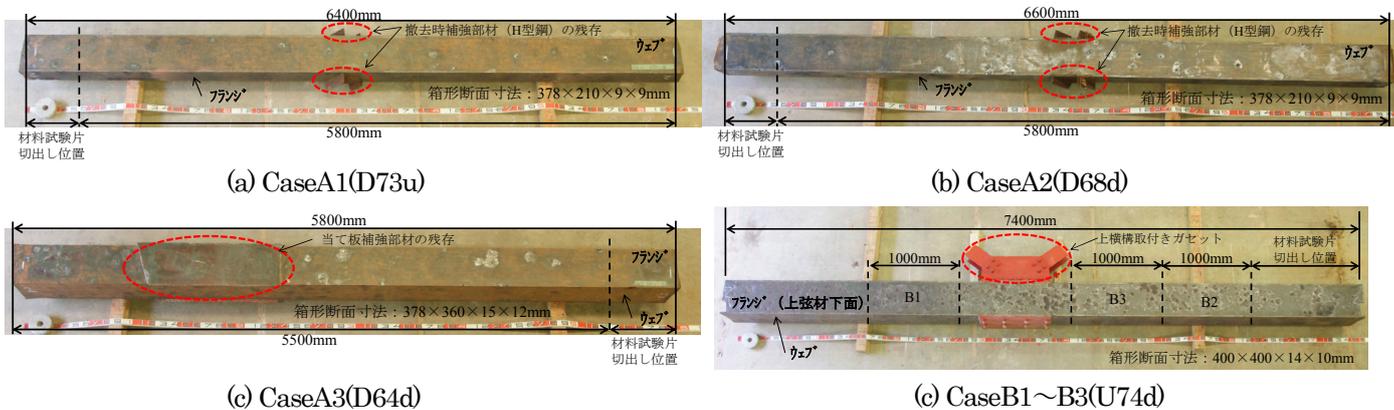


写真-2.2 塗膜除去後の試験体

対象部材のウェブとフランジから材料試験片を各3体切り出して鋼材の引張試験結果 (JIS Z 2241) を実施した。表-2.1に試験結果を示すが、対象部材の降伏応力 ( $\sigma_y$ ) はJIS規格を満足していた。

2.3 模擬腐食

対象部材の腐食は全体的に少なく、耐荷力への影響は小さいことが懸念された。そこで、対象部材の中で腐食の多いCaseA1とCaseB1については撤去時の腐食形状をそのまま用いることとし、腐食の少ない部材CaseA2,A3,B2,B3については機械加工により模擬腐食を導入した。図-2.2及び図-2.3に部材ごとの模擬腐食の大きさと導入位置を示す。CaseA2,A3,B3の模擬腐食は、

いずれも格点部ガセットプレート近傍に発生する斜材の腐食形状を想定しており、端部から500mmの位置を中心に導入している。また、CaseB2については、溶接部の局所的な腐食を想定している。腐食導入状況を写真-2.4に示す。

表-2.2に各試験体の模擬腐食欠損量等の概要を示す。箱断面の内面には、赤錆が発生しているものの断面欠損は発生していないことから、健全板厚から外面の腐食量(外面からの腐食深さ)を差し引くことにより、残存板厚を算出している。残存耐荷力に影響を及ぼす要因パラメータには、これまでの研究成果<sup>2-2)~2-6)</sup>を基に定義された式(1)による最小断面積位置での平均板厚欠損率 $R_t$ 及び式(2)の最大断面欠損率 $R_A$ を用いる。

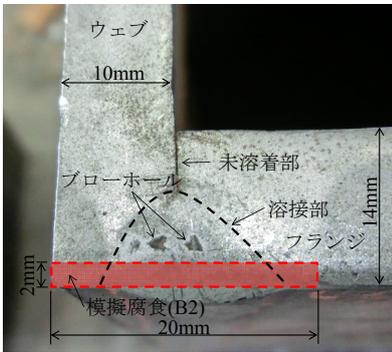


写真-2.3 角溶接の状況 (CaseB2)

表-2.1 試験体の断面諸元と材料試験結果

| 供試体諸元  | 供試体名        |         |               |         |               |    |
|--|-------------|---------|---------------|---------|---------------|----|
|  | A1          | A2      | A3            | B1      | B2            | B3 |
| 材質   | SS400       |         |               |         |               |    |
| 断面形状 (mm)  | 378×210×9×9 |         | 378×360×15×12 |         | 400×400×14×10 |    |
| 部材長: L (mm)  | 5,800       |         | 5,000         |         | 1,000         |    |
| 断面積: A (mm <sup>2</sup> )  | 10,260      |         | 19,260        |         | 18,640        |    |
| 降伏応力: $\sigma_y$ (N/mm <sup>2</sup> ) ※1)<br>(JIS規格値: 245N/mm <sup>2</sup> 以上) | 284         | 288     | 261           | 263     |               |    |
| 弾性係数: E (N/mm <sup>2</sup> ) ※1)   | 205,280     | 208,490 | 205,130       | 205,460 |               |    |

※1)ウェブとフランジから各3体切り出した計6体の平均値

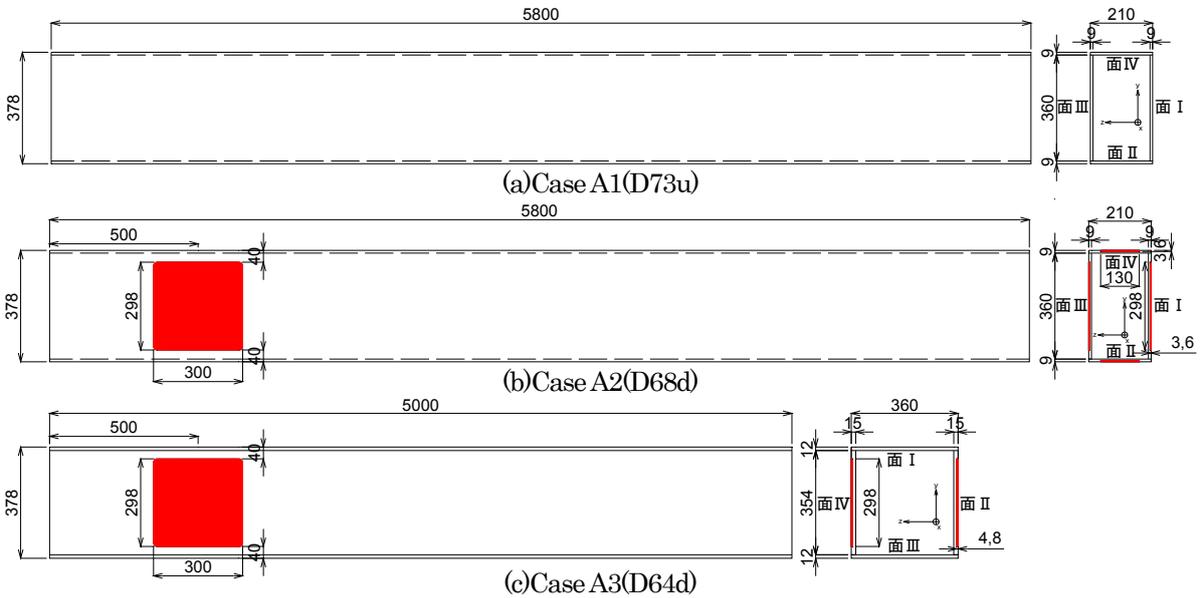


図-2.2 模擬腐食導入位置

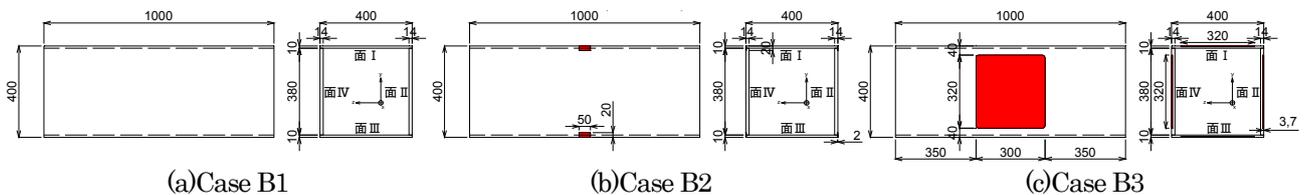


図-2.3 模擬腐食導入位置 (CaseB)

$$R_t = \frac{t_0 - t_{ave}}{t_0} \quad (1)$$

$$R_A = \frac{A_0 - A_{min}}{A_0} \quad (2)$$

- ここに、 $R_t$  : 平均板厚欠損率
- $R_A$  : 最大断面欠損率
- $t_0$  : 健全部材の板厚 (mm)
- $t_{ave}$  : 平均残存板厚 (mm)
- $A_0$  : 健全部材の断面積 (mm<sup>2</sup>)
- $A_{min}$  : 最小断面積 (mm<sup>2</sup>)

対象試験体の模擬腐食は、最大断面欠損率 $R_A$ が、CaseA2が30.0%、CaseA3が15.0%、CaseB2が0.9%、CaseB3が25.0%となるように導入した。その結果、平均板厚欠損率は14~40%に分布した。

## 2.4 腐食形状計測と腐食状況

### 2.4.1 腐食形状の計測方法

塗膜を除去した試験体について、レーザー変位計を組み込んだ3Dタワー型表面粗さ計測装置を用いて腐食計



(a) Case A2(D68d)



(b) Case A3(D64d)



(c) Case B2(U74d)



(d) Case B3(U74d)

写真-2.4 模擬腐食導入状況

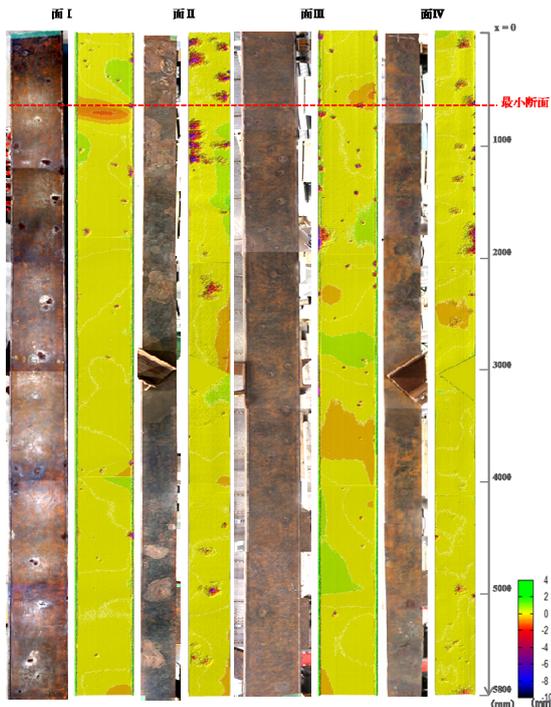


図-2.4 Case A1 の腐食分布

測を実施した。本計測装置の計測範囲(縦×横)は、2m×2mであり、CaseAシリーズの測定範囲一括で計測することはできないため、1面に対して3回の盛換え計測を行った。なお、盛換え時に直前の計測範囲と重なる部分を30~50mmとり、計測間隔は3mmピッチとした。また、箱断面の内面は赤錆が発生しているものの腐食欠損はないことから、計測は実施していない。

### 2.4.2 計測結果

#### (1) CaseA1 (D73u)

腐食状況及び腐食深さ分布を図-2.4に示す。面Iの腐食はほとんど発生していないが、上端から700mm近傍の位置に2mm程度の初期たわみ(凹)が見られる。また、面IIの端部(x=0~1200mm付近)には、健全板厚の半分以上となる最大腐食深さ5mmを超える腐食欠損領域が局所的に複数存在している。面III、面IVの腐食は上端から2500mmの範囲で腐食が点在しているが、全体的に少ない。平均腐食深さ $d_{ave}$ は0.59mm、最大断面欠損率 $R_A$ は6.5%であった。

表-2.2 試験体の模擬腐食条件

| 試験体     | 部材番号 | 断面寸法 (mm)     | 模擬腐食条件      |               |               |
|---------|------|---------------|-------------|---------------|---------------|
|         |      |               | 板厚欠損深さ (mm) | 最大板厚欠損率 $R_t$ | 最大断面欠損率 $R_A$ |
| Case A1 | D73u | 378×210×9×9   | 0.00        | 0.000         | 0.000         |
| Case A2 | D68d |               | 3.60        | 0.400         | 0.300         |
| Case A3 | D64d | 378×360×15×12 | 4.80        | 0.320         | 0.150         |
| Case B1 | U74d | 400×400×14×10 | 0.00        | 0.000         | 0.000         |
| Case B2 |      |               | 2.00        | 0.140         | 0.009         |
| Case B3 |      |               | 3.70        | 0.370         | 0.250         |

表-2.3 断面の腐食深さと最大断面欠損率

| 試験体     | 平均腐食深さ (mm) | 最大断面欠損率 $R_A$ |
|---------|-------------|---------------|
| Case A1 | 0.59        | 0.065         |
| Case A2 | 2.77        | 0.308         |
| Case A3 | 2.02        | 0.149         |
| Case B1 | 0.46        | 0.038         |
| Case B2 | 0.44        | 0.037         |
| Case B3 | 2.89        | 0.242         |

注) CaseA2,A3,B2,B3は模擬腐食による。

## (2) CaseA2 (D68d)

人工的に加えた欠損領域（模擬腐食）があり、全体的にはほとんど腐食が見られない。面IIの端部（ $x=5500\sim 5800\text{mm}$  付近）は比較的腐食が進行しており、断面の平均腐食深さ約 1.5mm、残存板厚は健全時に比べ 17%程度減少している。模擬腐食を含む平均腐食深さ $d_{ave}$ は 2.77mm、最大断面欠損率 $R_A$ は 30.8%であった。

## (3) CaseA3 (D64d)

CaseA2と同様に全体的に腐食損傷は少ない。面IV中央部（ $x=1000\sim 2000\text{mm}$  付近）と面Iの端部（ $x=4500\sim 5000\text{mm}$  付近）に残存板厚が健全板厚の半分近くとなる最大腐食深さ 6mm を超える腐食欠損が局所的に複数存在する。模擬腐食を含む平均腐食深さ $d_{ave}$ は 2.02mm、最大断面欠損率 $R_A$ は 14.9%であった。

## (4) CaseB (U74d)

CaseBは供用時に写真 2.2(d)に示す面（面II）が上弦材の下フランジであったことから、附着した飛来塩分が雨風により洗い流され難く、腐食損傷が他面と比較して広範囲かつ深く発生している。そのため、Bシリーズの各試験体とも面IIに局所的に健全板厚の半分近い最大腐食深さ 7mm の腐食欠損が数箇所みられる。面IIと隣り合う面I、IIIに関しても面IIと接する角部には激しい損傷が発生している。しかし、全体的には腐食量が大きくないため、計測結果を詳細に分析すると、各試験体の最小断面位置において、CaseB1は平均腐食深さ $d_{ave}$ が 0.46mm で最大断面欠損率 $R_A$ は 3.8%、CaseB2は平均腐食深さ $d_{ave}$ が 0.44mm で最大断面欠損率 $R_A$ は 3.7%、CaseB3は平均腐食深さ $d_{ave}$ が 2.89mm で最大断面欠損率 $R_A$ は 24.2%である。以上の結果を表-2.3に示す。

## 2.5 圧縮載荷試験

載荷試験は土研所有の 30MN 大型構造物万能試験機にて実施した。全体座屈を想定した CaseA シリーズの境界条件は、両端ピン支持とするために、図-2.5に示すように対象部材の両端に載荷板を溶接して球座を配置した。また、局部座屈を想定した CaseB シリーズの境界条件は両端固定支持とするために、両端は載荷板を介して耐圧盤とメタルタッチとした。載荷方法は、弾性変形域では荷重制御（載荷速度：0.01mm/s）による 50kN ピッチとし、非線形性が見られ始めた段階で変位制御に切替えて 0.1~3.0mm ピッチで載荷した。また、試験体の各所にはひずみゲージと変位計を配置し、CaseA1~A3 については載荷前に初期たわみ状況を測定した。試験体のセットアップ状況を写真-2.5に示す。

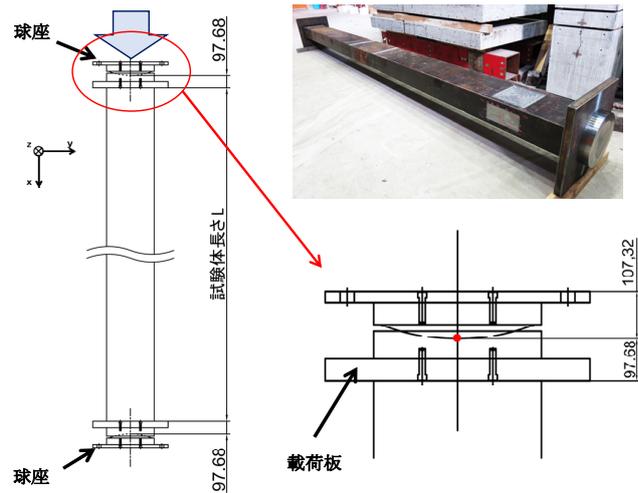


図-2.5 球座と載荷板



(a) CaseA シリーズ

(b) CaseB シリーズ

写真-2.5 試験体のセットアップ状況

## 2.5.1 試験体の構造特性と設計強度

試験体それぞれの模擬腐食導入後の柱部材としての全体座屈強度 $\sigma_{crg}$ と、両縁支持の平板としての局部座屈強度 $\sigma_{crl}$ を道路橋示方書<sup>27)</sup>（以下、道示と呼称）に規定された各基準耐力曲線より算出し、各部材断面諸元と合わせて表-2.4にまとめた。表中には、積公式と呼称される式(3)で与えられる連成座屈強度 $\sigma_{cr}$ についても記載している。なお、CaseAシリーズの有効座屈長については、先に述べた載荷板と球座部を考慮して、球座中心間の距離としている。有効座屈長を考慮した換算細長比及び模擬腐食部を考慮した換算幅厚比の網掛け部分は、各試験体の最大値を示している。

$$\sigma_{cr} = \sigma_{crg} \times \frac{\sigma_{crl}}{\sigma_y} \quad (3)$$

## 2.5.2 CaseA シリーズの載荷試験結果

図-2.6(a)に CaseA1, A2, A3 の荷重一軸方向変位曲線を示す。

表-2.4 試験体の構造特性と設計強度

| 諸元                   |                                 | ケース           |        |                 |                 |       |       |
|----------------------|---------------------------------|---------------|--------|-----------------|-----------------|-------|-------|
|                      |                                 | A1            | A2     | A3              | B1              | B2    | B3    |
| 部材番号                 |                                 | D73u          | D68d   | D64d            | U74d            |       |       |
| 断面諸元                 | (mm)                            | □-378×210×9×9 |        | □-378×360×15×12 | □-400×400×14×10 |       |       |
| 有効座屈長                | $L_e$ (mm)                      | 5995.36       |        | 5195.36         | 1000.00         |       |       |
| 断面積                  | $A$ (mm <sup>2</sup> )          | 10260         |        | 19260           | 18640           |       |       |
| 断面2次モーメント            | $I_y$ (mm <sup>4</sup> )        | 198681660     |        | 400353300       | 432301333       |       |       |
|                      | $I_z$ (mm <sup>4</sup> )        | 79384860      |        | 409522500       | 503169813       |       |       |
| 断面2次半径               | $\gamma_y$ (mm)                 | 139.16        |        | 144.18          | 152.29          |       |       |
|                      | $\gamma_z$ (mm)                 | 87.96         |        | 145.82          | 164.30          |       |       |
| 細長比                  | $L_e/\gamma_y$                  | 43.08         |        | 36.03           | 6.57            |       |       |
|                      | $L_e/\gamma_z$                  | 68.16         |        | 35.63           | 6.09            |       |       |
| 換算細長比 <sup>注1)</sup> | $\lambda_y$                     | 0.51          | 0.51   | 0.41            | 0.07            |       |       |
|                      | $\lambda_z$                     | 0.81          | 0.81   | 0.40            | 0.07            |       |       |
| 最小板厚                 | $t_{min y}$                     | 9.0           | 5.4    | 12.0            | 10.0            | 10.0  | 6.3   |
|                      | $t_{min z}$                     | 9.0           | 5.4    | 10.2            | 14.0            | 14.0  | 10.3  |
| 幅厚比                  | $(b/t)_{max y}$                 | 23.33         | 38.89  | 30.00           | 37.20           | 37.20 | 59.05 |
|                      | $(b/t)_{max z}$                 | 40.00         | 70.00  | 37.06           | 27.10           | 27.10 | 36.89 |
| 換算幅厚比 <sup>注2)</sup> | $R_y$                           | 0.42          | 0.70   | 0.52            | 0.70            | 0.70  | 1.11  |
|                      | $R_z$                           | 0.78          | 1.30   | 0.65            | 0.51            | 0.51  | 0.69  |
| 柱の終局強度               | $\sigma_{erg}/\sigma_y$         | 0.73          | 0.73   | 0.92            | 1.00            |       |       |
| 両縁支持板の終局強度           | $\sigma_{erl}/\sigma_y$         | 0.82          | 0.29   | 1.00            | 1.00            | 1.00  | 0.41  |
| 柱の連成終局強度             | $\sigma_{er}/\sigma_y$          | 0.60          | 0.21   | 0.92            | 1.00            | 1.00  | 0.41  |
| 柱の耐荷力                | $P_{erg}$ (kN)                  | 2127          | 2157   | 4625            | 4902            |       |       |
| 柱の連成耐荷力              | $P_{er}$ (kN)                   | 1748          | 621    | 4625            | 4902            | 4902  | 2010  |
| 降伏応力                 | $\sigma_y$ (N/mm <sup>2</sup> ) | 284           | 288    | 261             | 263             |       |       |
| 弾性係数                 | $E$ (N/mm <sup>2</sup> )        | 205280        | 208490 | 205130          | 205460          |       |       |

換算細長比

$$\lambda = \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{\sigma_y L}{E r}}$$

換算幅厚比

$$R = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y 12(1-\mu^2)}{E \pi^2 k}}$$

( $k=4, \mu=0.3$ )

注1) 換算細長比：弱軸周りで、かつ腐食及び模擬腐食を考慮せず、試験の支持条件を考慮した有効座屈長に対して計算した値。

注2) 換算幅厚比：各辺のうち内側寸法を幅として計算した値の大きい方。ただし、試験体A2, A3, B3の模擬腐食の場合には、模擬腐食部の板厚を適用。

(1) CaseA1 (D73u)

荷重 1700kN, 軸方向変位  $u=5.0$ mm 付近で初期降伏が発生すると、曲線の傾きが大きくなり、荷重 2421kN でピークに達した。最大荷重後、部材下端から 700mm 付近で変形大きく出始め、変位  $u=11.3$ mm 近傍で板の角割れが発生している。変形は、面 I の 2.0mm 以上の凹みがあった箇所がさらに凹むように変形した。

(2) CaseA2 (D68d)

模擬腐食領域を基点に変形が出始め、最大荷重 1666kN に達した後、面 I 及びIIIの模擬腐食領域の中心部が面外方向にはらみ出すように発生した。その後、徐々に面 II 及びIVの模擬腐食領域が部材断面中心方向に凹むように変形し始め、全ての面で正弦半波の挙動を示し、変位  $u=36.5$ mm を超えて除荷するまで変形モードは一定であった。なお、CaseA2 の荷重試験では試験機と試験体の動作確認を目的とした予備荷重の段階で、セッティングの不慎により最大荷重の 83%となる 1381kN が荷重されている。

(3) CaseA3 (D64d)

荷重 3000kN, 軸方向変位  $u=5.0$ mm 付近で初期降伏が発生するとともに曲線勾配が大きくなり、最大荷重 4232kN に達した後、模擬腐食領域を基点に変形が出始めた。変形は、面 II 及びIVの模擬腐食領域の中心部が面外方向にはらみ出すように発生し、その後徐々に側面(面 I 及びIII)にも変形が見え始め、全ての面で正弦一波の変形挙動となった。なお、変位  $u=25.5$ mm を超えて除荷するまで変形モードは一定であった。

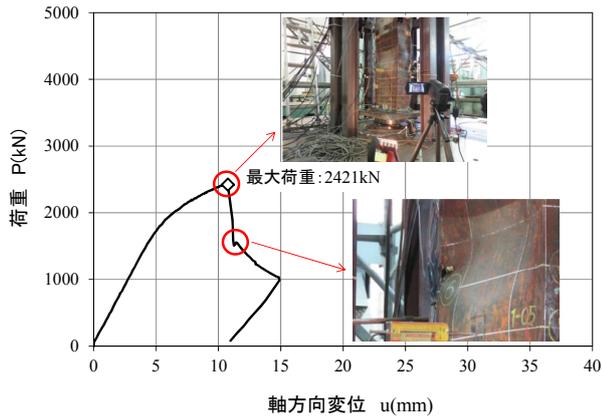
以上、CaseA1~A3 は、いずれも柱部材としての全体座屈は発生せず、模擬腐食による最小断面領域の平板としての変形が支配的となり座屈に至っている。

2.5.3 CaseB シリーズの荷重試験結果

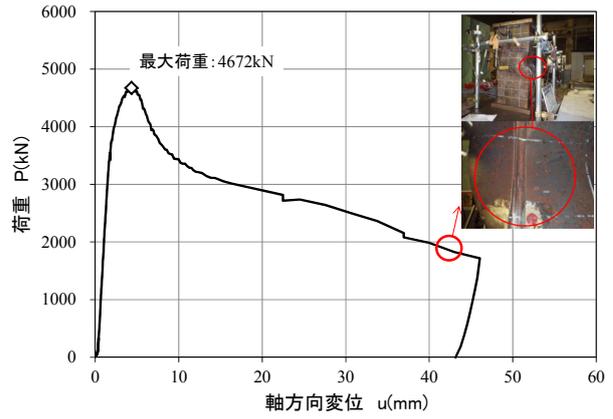
図-2.6(b)に CaseB1, B2, B3 の荷重-軸方向変位曲線を示す。

(1) CaseB1 (U74d)

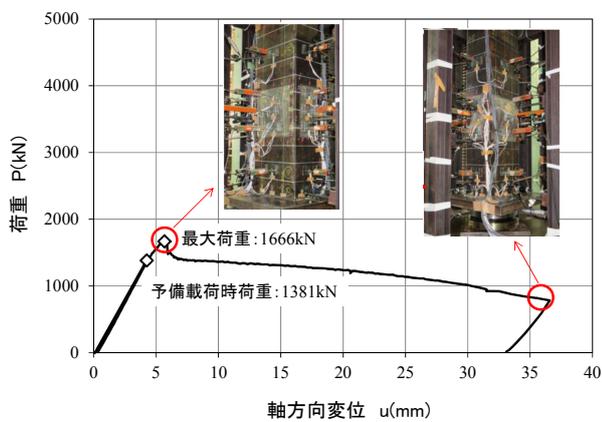
荷重 3500kN, 変位  $u=2.0$ mm 付近で初期降伏に達して曲線勾配が変化し、荷重 4672kN, 変位  $u=4.3$ mm で最大荷重に達した。最大荷重以降、部材中央部より少し



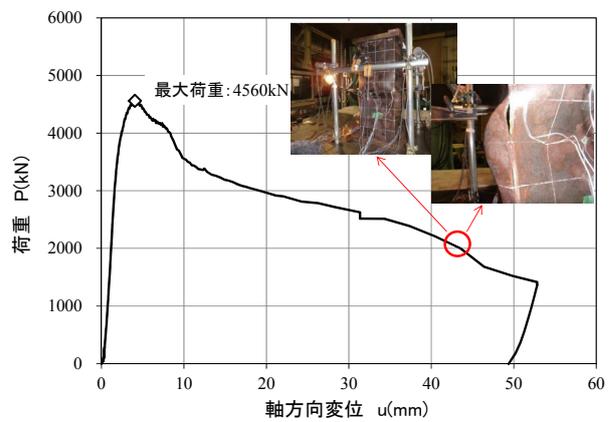
(i) Case A1



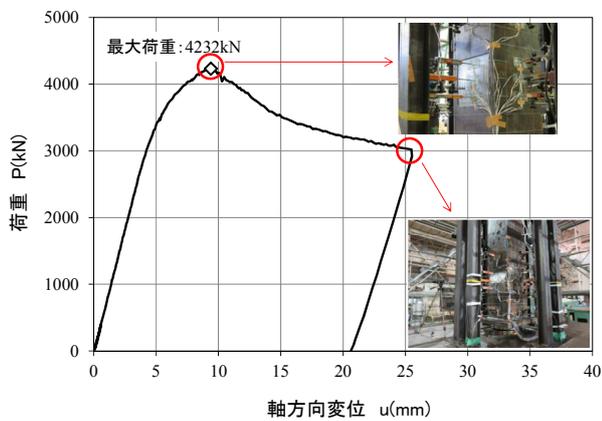
(i) Case B1



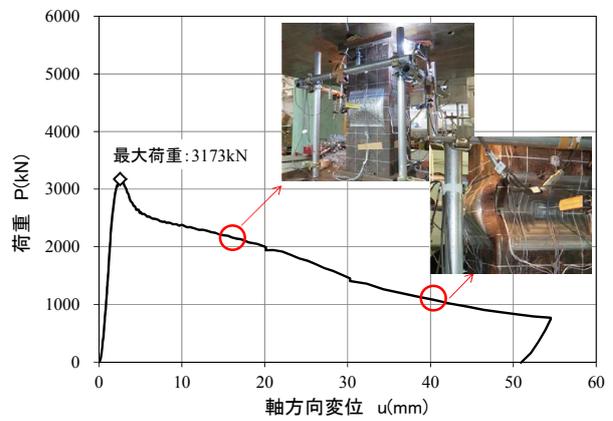
(ii) Case A2



(ii) Case B2



(iii) Case A3



(iii) Case B3

(a) Case A シリーズ

(b) Case B シリーズ

図-2.6 試験結果の荷重-軸方向変位曲線と変形形態

上の付近で変形が大きく出始め、面 I 及び III で箱外側に向かって凸、面 II 及び IV で凹の変形モードとなった。その後、初期変形箇所を基点に下側が逆向きに変形し、各面で正弦一波のモードなり、変位  $u=46.0\text{mm}$  を超えた時点（図中の赤丸）で溶接部に角割れが発生した。

(2) Case B2 (U74d)

荷重  $3800\text{kN}$ 、変位  $u=2.0\text{mm}$  付近で初期降伏を起こし、その後荷重  $4560\text{kN}$ 、変位  $u=4.1\text{mm}$  でピークに達した。最大荷重以降、部材中央部より少し下の付近で変形が大きく出始め、面 I 及び III で箱外側に向かって凸、

面Ⅱ及びⅣで凹の変形モードとなった。その後、初期変形箇所を基点に上側が逆向きに変形し、各面で正弦一波のモードとなり、変位  $u=43\text{mm}$  付近で面Ⅰ－Ⅱ間のビード部の模擬腐食近傍で角割れが発生した。最終的には模擬腐食を導入したビード部4箇所のうち3箇所角割れが発生した。

(3) CaseB3 (U74d)

荷重 2500kN, 変位  $u=1.6\text{mm}$  付近で初期降伏を起し、その後荷重 3173kN, 変位  $u=2.5\text{mm}$  でピークに達した。最大荷重以降、部材中央部で変形が大きく始め、面Ⅰ及びⅢで箱外側に向かって凸、面Ⅱ及びⅣで凹の正弦半波モードとなった。また、変位  $u=40.0\text{mm}$  付近で角割れが発生し、最終的には3箇所角割れが発生した。

以上、CaseBシリーズの局部座屈を対象とした载荷試験では、いずれも短柱としての典型的な崩壊形式を示した。変形モードは正弦半波や正弦一波で現れているが、波長の大きさや発生箇所と相違が見られ、複雑な挙動を示している。また、角割れは面外変形が進んだ時点（最大荷重から約60%低下した時点）で発生した。

2.5.4 基準耐力曲線による算定値との比較

(1) 換算細長比と耐力の関係

载荷試験結果の耐力に対して換算細長比との関係を図-2.7に示す。なお、図中の縦軸の降伏応力にはJIS規格値の  $\sigma_y=245\text{N/mm}^2$  を用い、過年度に実施した载荷試験結果<sup>2)3)2)4)</sup>も併記している。腐食量がほとんどない  $R_A < 0.1$  の試験体は、道示の箱断面を有する柱の基準耐力曲線を上回っており、腐食量が増大するにしたがって実験結果は曲線を下回っている。また、腐食量の激しい  $R_A > 0.2$  において、残存耐力は降伏強度の65~85%にまで低下している。

(2) 積公式による算定値と耐力の関係

载荷試験により得られた残存耐力と道示の積公式である式(3)により算出した連成座屈耐力の比較検討を行う。積公式による連成座屈耐力については、両縁支持板の局部座屈強度として前述した道示の基準耐力曲線の他に、過年度の研究において土研が提案している基準耐力曲線（以後、土研と呼称）<sup>2)8)</sup>である式(4)と、参考として土木学会の鋼合成構造標準示方書<sup>2)9)</sup>（以後、土木学会と呼称）の耐力曲線である式(5)を用いた3式により算出している。

$$\frac{\sigma_{crl}}{\sigma_y} = \begin{cases} 1.0 & (R \leq 0.7) \\ 2.77R^2 - 6.056R + 3.878 & (0.7 < R \leq 1.0) \\ 0.2R^2 - 0.9R + 1.3 & (1.0 < R) \end{cases} \quad (4)$$

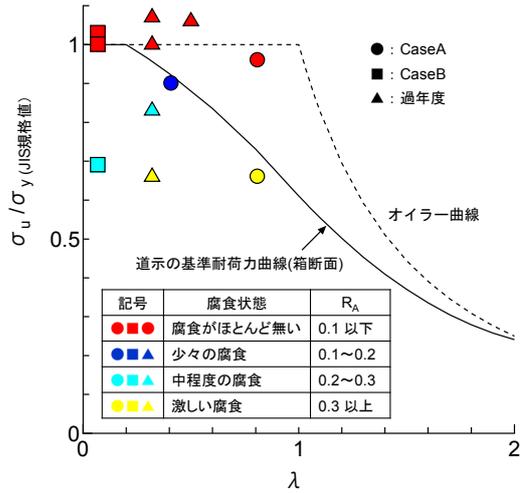


図-2.7 換算細長比と耐力の関係

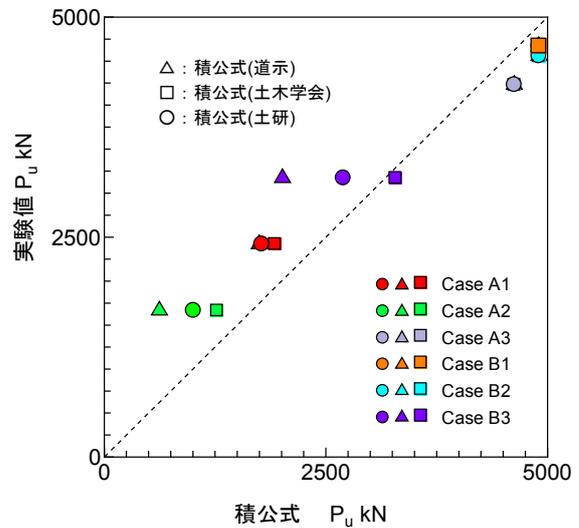


図-2.8 载荷試験結果と積公式の比較

$$\frac{\sigma_{crl}}{\sigma_y} = \begin{cases} 1.0 & (R \leq 0.7) \\ \left(\frac{0.7}{R}\right)^{0.86} & (R > 0.7) \end{cases} \quad (5)$$

図-2.8は、载荷試験結果と道示の積公式から算出した各耐力結果を比較したものである。これらの結果から、土研式および土木学会式の積公式により算出した連成強度は、道示の積公式による連成強度よりも実験値に対して比較的良好一致している。なお、CaseA3, CaseB1, CaseB2の結果が各積公式で同じ値をとる要因としては、この試験体の腐食減肉量では換算幅厚比  $R$  が0.7以下となるためである。なお、これらの積公式は実験データや解析に対する下限側の耐力曲線ではあり、安全率の取り方がそれぞれ異なることから、単純に実験値との差により精度を議論できるものではない。

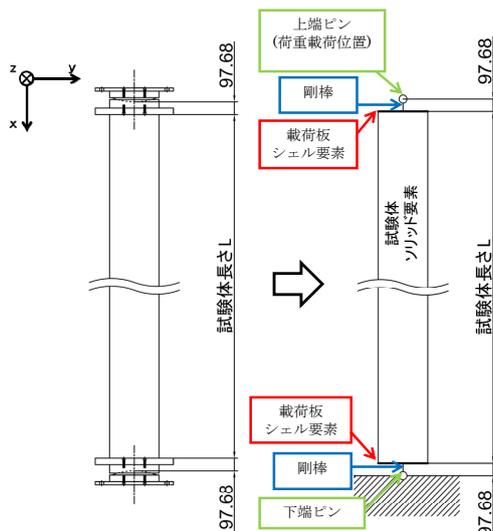


図-2.9 CaseA シリーズのモデル化

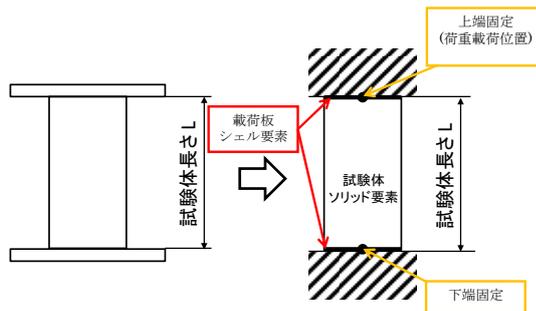
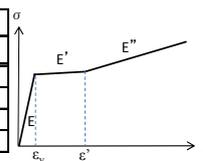


図-2.10 CaseB シリーズのモデル化

表-2.5 構成則のモデル化

| 試験体   | ひずみ                         |                            | 弾性係数  |         |       |
|-------|-----------------------------|----------------------------|-------|---------|-------|
|       | $\epsilon_y \times 10^{-6}$ | $\epsilon' \times 10^{-6}$ | E     | E'      | E''   |
| A1    | 1384                        | 16835                      | 20528 | E/1493  | E/165 |
| A2    | 1379                        | 23862                      | 20849 | E/451   | E/234 |
| A3    | 1271                        | 17507                      | 20513 | E/50221 | E/191 |
| B1~B3 | 1278                        | 18148                      | 20546 | E/989   | E/248 |



2.6 弾塑性有限変位解析

2.6.1 解析モデル

腐食減肉を伴う部材の残存耐荷力を解析的に検証するために、腐食計測データを FEM モデルに反映した弾塑性有限変位解析を実施した。実験装置と試験体の FEM モデルを図-2.9 及び図-2.10 に示す。図-2.9(a)に示す CaseA シリーズにおける試験体の両端部はピン支持であるため、図-2.9(b)に示すように試験体両端から球座中心までの距離を考慮するために剛な梁要素 ( $E=1.0 \times 10^{10}$ ) を配置した。また、試験体の両端部の載荷板にはシェル要素 ( $E=1.0 \times 10^{10}$ ) を、試験体にはソリッド要素を用いた。

部材または板としての初期たわみについては、計測データはあるものの、FEM モデルに取り込むまでには至っていないため、部材としての初期たわみのみ、計測データの最大初期たわみを考慮した最大たわみ  $L/5000$  を有する正弦波を仮定してモデル化した。また、各面の板としての初期たわみは考慮していない。残留応力については、計測を実施していないことから、道示の箱断面部材に対する基準耐荷力曲線の前提条件として考慮されている最大引張応力  $1.0\sigma_y$ 、最大圧縮応力  $0.25\sigma_y$  の理想的三角形分布を仮定してモデル化を行った。

試験体のソリッド要素の要素分割は、腐食データと計算機の性能を考慮して、部材長手方向 (x 軸方向) に対して CaseA シリーズでは基本的に 9mm 間隔、CaseB シリーズでは 6mm 間隔とした。また、板厚方向に対しては、これまでの研究成果を踏まえて、腐食形状を再現できるように 3 分割とした。断面内の y 軸及び z 軸方向も出来るだけ x 軸方向と等間隔とし、端数分は 4 隅に寄

せて分割した。CaseA の分割数は 265738~283770 要素、CaseB は 141784 要素である。構成則は、各試験体の引張試験結果より、表-2.5 に示すようなトリリニア型モデルを仮定してモデル化した。

2.6.2 腐食形状のモデル化

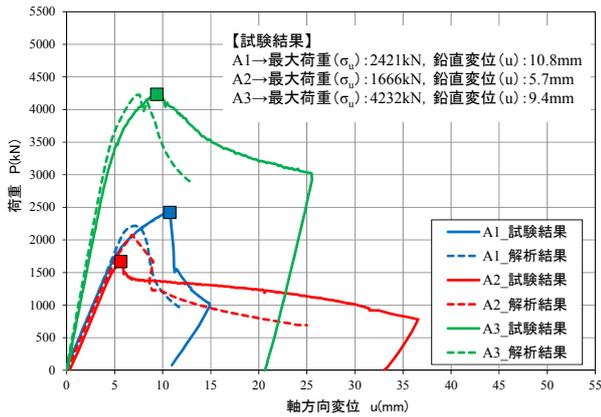
腐食計測データを FEM モデルに導入するための節点の平均腐食量の取り方と移動方法において、着目節点の腐食量は 3mm 間隔で計測したデータに対して、対象範囲 (例えば  $9 \times 9\text{mm}$ ) にある計測点の平均値を着目節点に導入した。また、節点 n の平均腐食量が d であるとした場合、要素内でねじれが生じないように 2 層目の節点は  $2/3 \cdot d$ 、3 層目の節点は  $1/3 \cdot d$  にずらすことで板厚方向に均等に 3 分割となるようにした。

2.6.3 弾塑性挙動と耐荷力算定結果

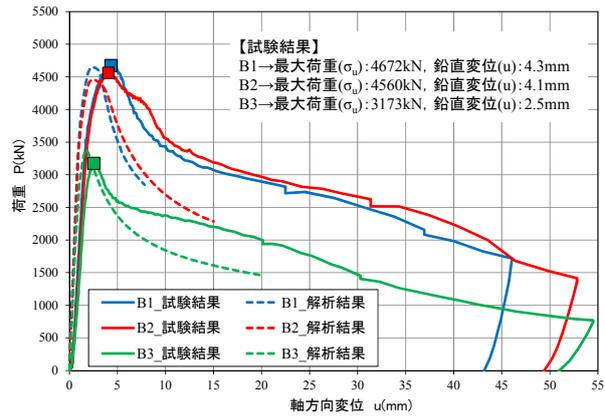
載荷試験結果 (実線) と弾塑性有限変位解析により得られた荷重一軸方向変位曲線 (破線) を比較したものを図-2.11 に示す。

(1) Case A シリーズ

図-2.11(a)より、CaseA1 は弾性範囲内での曲線勾配、最大荷重及び最大荷重後の挙動は一致しており、概ね試験挙動を再現できている。さらに、面 I 端部から 700mm の位置での板としての局部座屈が発生しており、試験結果と同様の挙動を示している。載荷試験では軸方向変位  $u=5.0\text{mm}$ 、載荷荷重 1700kN 付近から初期降伏が始まり、 $u=10.8\text{mm}$  において  $P_u=2421\text{kN}$  に達したのに対して、解析では初期降伏は 2000kN まで発生せず、その後の変位が増大して  $P_u=2215\text{kN}$  に達しており、最大荷重の誤差は 8.5%であった。一方、最大荷重時の軸方向変位



(a)CaseA シリーズ



(b)CaseB シリーズ

図-2.11 試験結果と解析結果の比較 (荷重-軸方向変位曲線)

については、解析では  $u=7.3\text{mm}$  となり、試験結果に比べて 32.4%小さくなっている。

CaseA2 の最大荷重の解析結果は、試験結果と比較して 5.5%低下しているが、荷重-変位曲線は良い一致を示している。また、解析による板の変形モードは、面 I 及び III の模擬腐食領域が面外方向に凹み、面 II 及び IV の模擬腐食領域が面外方向にはらみ出す結果となっている。これは試験結果と真逆の挙動を示しており、全体の変形モードも初期たわみを導入した面 IV の方向にはらむ形状となっている。

CaseA3 の解析結果と試験結果は良い一致を示しており、試験挙動を再現できている。試験及び解析のどちらについても、 $u=5\text{mm}$ ,  $P=3500\text{kN}$  付近から初期降伏が始まり、荷重試験では  $u=9.4\text{mm}$  において  $P_u=4232\text{kN}$ 、解析では  $u=7.6\text{mm}$  において  $P_u=4232\text{kN}$  に達している。最大荷重は良く一致しているが、軸方向変位の誤差は 19.1%であり、解析での初期勾配及び二次勾配の方が大きくなっている。また、解析での変形挙動は、CaseA2 と同様に荷重試験の変形モードの逆モードを示した。

(2) Case B シリーズ

図-2.11(b)より、CaseB シリーズは全体的に解析値と試験結果は良い一致を示しており、試験結果を再現できている。CaseB1 では、試験及び解析のどちらも、荷重荷重 3500kN 付近から初期降伏が始まり、試験では  $u=4.3\text{mm}$  において  $P_u=4672\text{kN}$ 、解析では  $u=2.5\text{mm}$  において  $P_u=4642\text{kN}$  に達しており、最大荷重の誤差は 0.6%と非常に高い精度を示している。変形挙動については、荷重試験では面 I 及び III が面外の凸方向に大きくはらみ出し、逆に面 II 及び IV が面外方向に凹む挙動を示し、全ての面で正弦一波のモードとなっている。これに対し解析では、面 I 及び III が面外の凸方向、面 II が面外の凹方向に変形する正弦半波モードの挙動を示し、さらに

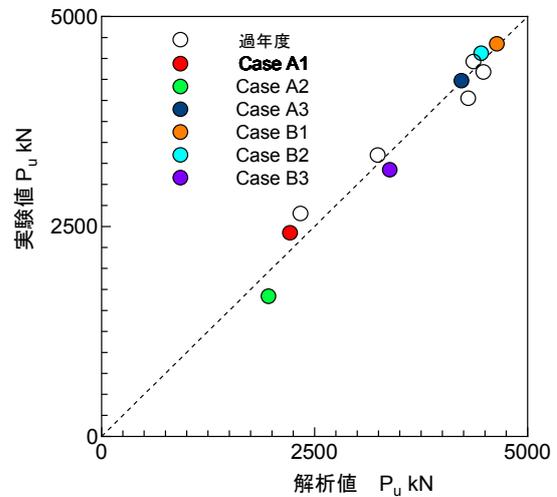


図-2.12 荷重試験結果と解析値の耐力比較

面 IV はほとんど変形しない結果となった。

CaseB2 では、試験及び解析のどちらも、荷重荷重 3500kN 付近から初期降伏が始まり、試験では  $u=4.0\text{mm}$  において  $P_u=4560\text{kN}$ 、解析では  $u=2.5\text{mm}$  において  $P_u=4458\text{kN}$  に達しており、最大荷重の誤差は 2.2%と非常に高い精度を示している。変形挙動については、荷重試験では CaseB1 と同様に面 I 及び III が凸方向、面 II 及び IV が凹方向に面外変形する挙動を示し、全ての面で正弦一波のモードとなっているのに対して、解析では面 I 及び III が面外の凹方向、面 II 及び IV が面外の凸方向に変形する正弦半波の挙動を示した。

CaseB3 では、試験及び解析のどちらも、荷重荷重 2500kN 付近から初期降伏が始まり、試験では  $u=2.5\text{mm}$  において  $P_u=3173\text{kN}$ 、解析では  $u=1.7\text{mm}$  において  $P_u=3386\text{kN}$  に達しており、最大荷重の誤差は 6.3%であり比較的良い精度を示している。変形挙動については、荷重試験と解析結果共に、面 I 及び III が凸方向、面 II 及び IV が凹方向に面外変形する挙動を示し、全ての面で正弦半波のモードとなった。

以上の弾塑性有限変位解析と前述までの荷重試験及び過年度の結果を整理すると図-2.12 のようになる。図より、実験結果と解析結果の誤差は概ね 10%以内となっており、全体的に精度が高い結果が得られている。

2.7 残存耐力評価の検討

2.7.1 換算幅厚比と耐力の関係

両縁支持板の基準耐力曲線に対する試験結果を図-2.13 に示す。模擬腐食部の板厚と板の拘束を考慮した板幅(箱内面間長さ)により算出した換算幅厚比が  $R=1.11$  と大きく、腐食量の大きな CaseB3 の場合、土研式の式(7)に基づく局部座屈強度の算定式(□印)は試験結果および解析結果に比して大きいことがわかる。これは、腐食劣化した圧縮部材の残存耐力評価において、式(3)により与えられる全体座屈と局部座屈の連成座屈強度から評価する場合、その精度に大きく影響することを示している。

2.7.2 残存耐力の評価式

過年度分を含む荷重試験結果について残存耐力の無次元量  $\sigma_u/\sigma_{cr1}$  と最大断面欠損率  $R_A$  の関係を図-2.14 に示す。なお、 $\sigma_{cr1}$  は式(6)で与えられる土研式としている。 $\sigma_u/\sigma_{cr1}$  は  $R_A$  の増大にともない線形的に低下しており、両者は式(6)の線形式で表される。

$$\frac{\sigma_u}{\sigma_{cr1}} = -1.05R_A + 0.99 \quad (6)$$

過年度の結果に比べて、今回の試験体の耐力が多少低めの値を示しているものの、式(6)の決定係数 ( $R^2$ ) は 0.90 と高いことから、 $R_A$  が既知量として与えられれば、部材の残存耐力  $\sigma_u$  を簡易的に概略推定することができる。ただし、式(6)による評価式は、SS400 材の箱断面を有する限られた試験体の結果を基にした提案式であり、より精度の高い評価方法を構築するためには、鋼種、断面形状、部材形状(細長比など)、初期不整、腐食形態(形状、発生位置など)などが残存耐力に与える影響について、引き続き検討していく必要がある。

2.8 まとめ

鋼トラス橋の弦材および圧縮斜材を対象として、模擬腐食を導入した試験体の静的圧縮荷重試験および弾塑性有限変位解析を通じて、残存耐力性能評価を試みた。得られた結果をまとめると以下ようになる。

1) CaseA シリーズおよび CaseB シリーズの荷重試験では、いずれも部材全体の変形は見受けられず、板

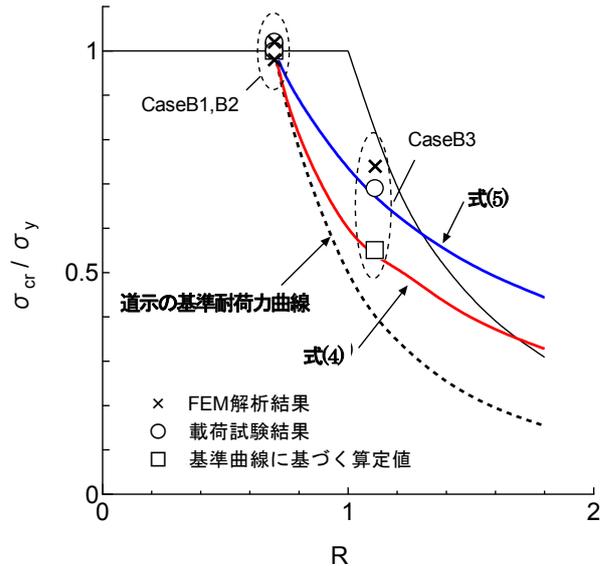


図-2.13 両縁支持板の基準耐力曲線

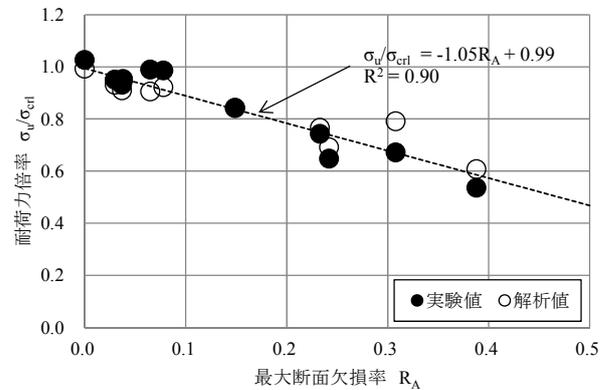


図-2.14 荷重試験および解析値の耐力と  $R_A$  の比較

としての座屈変形が支配的となり崩壊に至った。これにより、腐食・模擬腐食による最小断面領域が変形の基点となることが確認できた。特に B シリーズの場合の変形モードは正弦半波や正弦一波で現れているが、波の振幅量や発生箇所に相違が見られ、複雑な挙動を示している。

- 2) 耐力解析による残存耐力は、荷重試験結果と良好一致を示しており、特に B シリーズの残存耐力は荷重試験結果と誤差 10%以下となり相関性の高い結果となった。一方、座屈変形モードおよび終局時変位量などに関しては、荷重試験結果と解析結果との間に相違があるため、今後初期不整や構成則などについて検討が必要である。
- 3) 残存耐力と最大断面欠損率は線形関係にあり、相関性の高い式(6)の線形式を提案した。これにより点検時において最大断面欠損率 ( $R_A$ ) が計測できれば、箱断面圧縮部材の残存耐力を推定できる可能性がある。

3. 塩害を受けた橋梁の簡易解析を用いた耐荷力の評価

3.1 研究概要

平成 25 年度までに塩害による劣化で撤去されたポストテンションPC桁で実施した載荷試験を 3次元非線形有限要素法により再現（以下、FEM 再現解析）することを試み、FEM 再現解析により載荷試験による桁の耐荷力を再現できることを確認した。しかしながら、実橋の耐荷力を算出するにあたり、毎回、詳細な FEM 再現解析を用いて実橋の耐荷力を評価することは、非効率であり現実的でない。

そこで、平成 26 年度は FEM 再現解析による耐荷力評価に対して、簡易解析法を用いた耐荷力評価手法の適用性について確認した。

3.2 対象橋梁および主桁の概要

対象橋梁は海岸線より約90mの位置に架かる支間 19.2m, 斜角右55° の単純ポストテンションPCT桁橋×2連である（写真-3.1）。表-3.1に本橋の橋梁諸元、図-3.2に主桁の構造図を示す。過去2度の詳細調査で塩害による鋼材腐食に起因する剥落や浮きが桁全体に確認され、はつり調査において全PC鋼材8本のうち、2本で一部素線破断が確認された。そのため、ライフサイクルコスト比較により架替えが優位と判断され、供用から38年経過した後、撤去された。

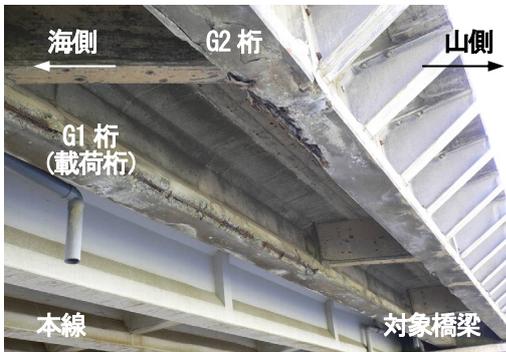
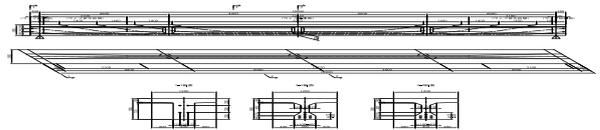


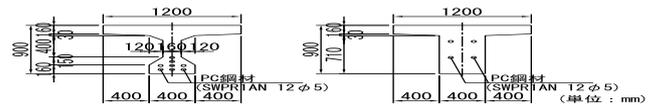
写真-3.1 撤去前の状況

表-3.1 橋梁諸元

|         |                               |
|---------|-------------------------------|
| 橋 梁 名   | 相見川海浜橋（自歩道橋）                  |
| 架 橋 位 置 | 石川県宝達志水町（海岸線より 90m）           |
| 路 線 名   | 主要地方道 金沢田鶴浜線（管理：石川県）          |
| 橋長・支間長  | 44. 0m（支間長 19. 2m+23. 24m）    |
| 橋 梁 形 式 | 単純ポストテンションPCT桁橋               |
| 適用示方書   | S43 PC 道路橋示方書（竣工年より推定）        |
| 竣 工 年   | 昭和 47 年（1972 年）               |
| 補 修 履 歴 | なし                            |
| 点 検 履 歴 | 平成 19 年 点検・調査<br>平成 21 年 詳細調査 |
| 撤 去 年   | 平成 22 年（2011 年）供用後 38 年経過     |



(a) 側面・平面図



(b) 標準部断面図 (c) 端支点部断面図

図-3.2 対象主桁構造図

載荷実験および FEM 再現解析は、撤去した写真-3.1 の G1 桁を対象に行なっている。

対象桁（載荷実験前）の損傷状態を、図-3.3 に示す。損傷は桁の支間中央より金沢側（橋台側）半分が顕著であり、支間中央より田鶴浜側（橋脚側）半分は比較的健全であった。

載荷実験は、曲げ 1 ケース、せん断 2 ケースの合計 3 ケースで実施しており、各々の実験ケースに対し、FEM 再現解析を行っている。

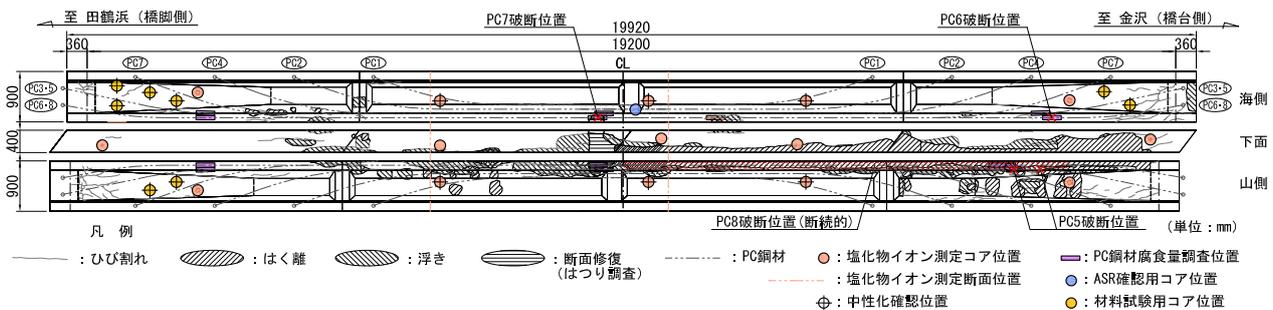


図-3.3 対象桁の損傷図（載荷実験前）

図-3.4に曲げ（中央2点荷重）、せん断（せん断スパン比  $a/d=2.8$  位置1点荷重）の荷重状況図を示す。

図-3.5に実験結果から得られた荷重変位曲線（ $P-\delta$ ）を示す。荷重実験せん断荷重においても曲げ破壊先行型となる結果であった（CASE-3 損傷側）。

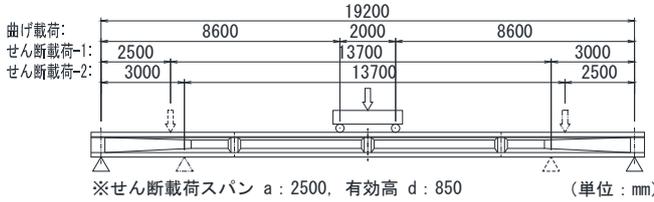


図-3.4 荷重状況図

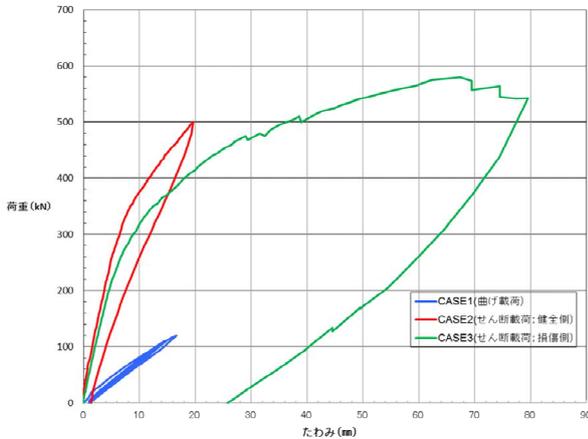


図-3.5 荷重実験結果（ $P-\delta$ ）

### 3.3 簡易解析手法

「3.2 対象橋梁および主桁の概要」にも示したとおり荷重試験による桁の破壊性状は曲げ引張が卓越していた。道路橋示方書で設計されている橋梁は曲げ引張破壊型（つり合い鋼材比の75%以下で断面決定することとしており、鋼材が先行して降伏に至るようにコントロール）としているため、せん断補強鋼材の損傷が著しくなければ、曲げ残存耐力を評価することが橋梁の耐荷力を評価することになる。

そこで簡易解析による評価においては、荷重実験による桁の破壊形態に着目し、解析モデルにM- $\phi$ モデル、ファイバーモデルを用いて検討を行うこととした。

この中で特にファイバーモデルを用いた場合、内力であるプレストレスを外力として考慮し解析するが、ファイバーモデルは平面保持を仮定した解析であり、PC鋼材によるプレストレス力によりに圧縮応力が作用することになってしまう（図-3.6）。この影響を控除するために、特殊な要素（埋め込み鉄筋要素、PC鋼材要素）を用いる必要があり、解析プログラムが限定されること、また

作業が煩雑となることから今回の検討から除外することとした。

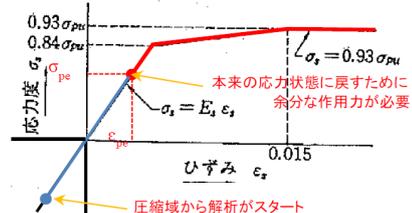


図-3.6 PC鋼材の構成則

図-3.7にM- $\phi$ モデルを用い曲げ荷重試験とFEM再現解析の結果を示す。FEM再現解析に比べて、弾性域においては2倍程度剛性が高い状態となるが、鉄筋およびPC鋼材の降伏荷重は1.1倍であり終局荷重（コンクリートが圧壊するとき）についても0.9倍程度と概ね同等となっており耐力評価を検討するための精度として十分であることが確認できた。

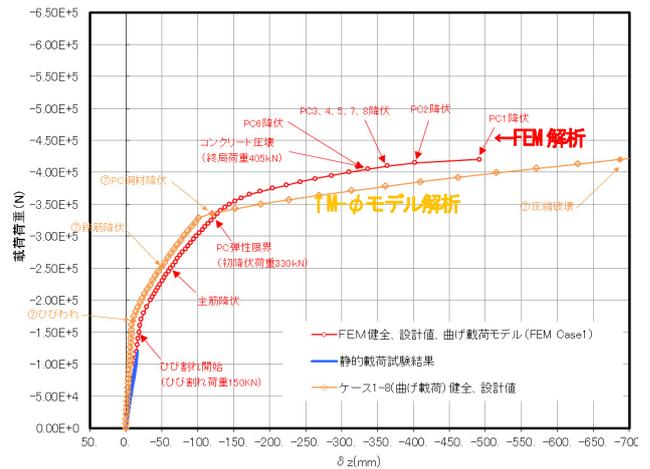


図-3.7 FEM解析とM- $\phi$ モデル解析の比較

### 3.4 耐力評価手法の整理

#### 3.4.1 前提条件の整理

簡易解析手法として用いたM- $\phi$ モデルは、一定軸力下において曲げモーメントに対する変形を解析するモデルである。曲げ挙動は荷重試験および三次元FEM解析と良好に一致することを確認できたが、せん断破壊が曲げ破壊に先行して生じる場合は、せん断耐力を評価する必要がある。そのため、M- $\phi$ モデルを用いた簡易解析による耐力評価では、曲げ挙動が支配的となる場合に限定する必要がある。また、耐力評価では前提条件の整理が重要となるため、ここではM- $\phi$ モデルによる耐力評価に影響する条件について整理した。



これらをふまえた耐荷力評価手順のフローを図-3.11に示す。

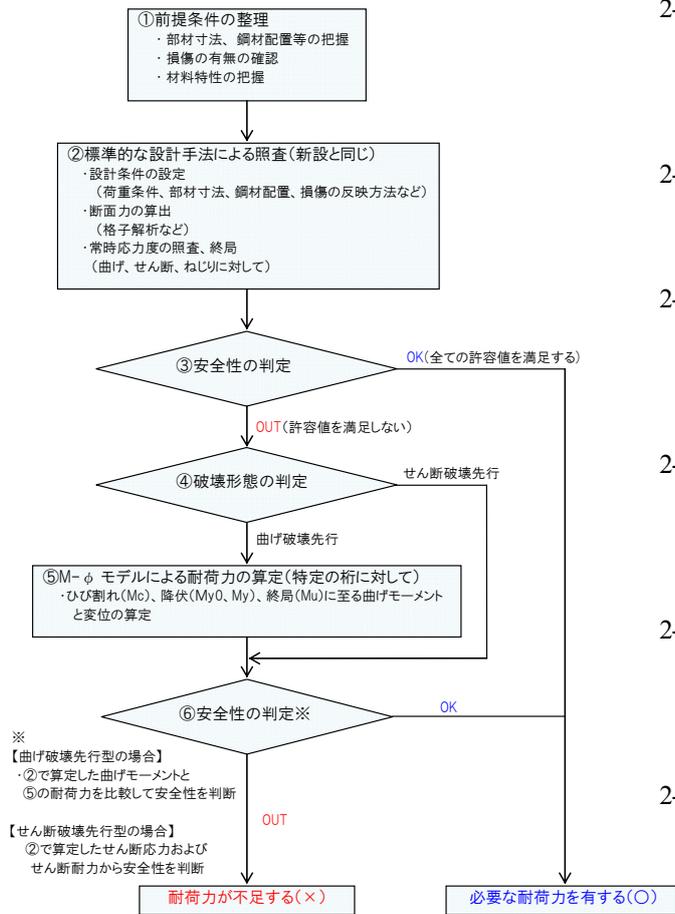


図-3.11 耐荷力評価のフロー

なお、対象桁の破壊形態の確認として、道路橋示方書及びコンクリート標準示方書に準拠してせん断耐力を試算し、実際の载荷試験結果及びFEM再現解析結果と比較(図-3.12)したところ、せん断耐力を超えてもせん断破壊は発生せず、曲げ挙動を示し続けていることがわかった。このことから、設計上のせん断耐力と実態がどの程度乖離するのか明確にできないため、設計上のせん断耐力までを適用範囲とする必要がある。

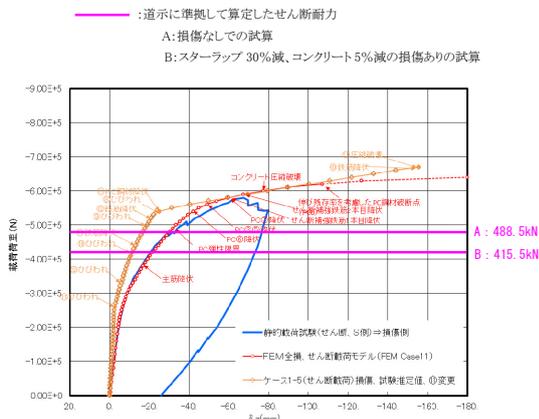


図-3.12 損傷桁での P-δ 関係とせん断耐力との関係

参考文献

- 2-1) 村越潤, 野上邦栄, 依田照彦: 腐食劣化の生じた橋梁部材の耐荷性能評価手法に関する共同研究 一腐食劣化の生じた鋼トラス橋を活用した臨床研究一, (独)土木研究所共同研究報告書, 2013年6月
- 2-2) 山沢哲也, 野上邦栄, 園部裕也, 片倉健太郎: 厳しい腐食環境下にあった鋼圧縮部材の残存耐荷力実験, 構造工学論文集, Vol.55A, pp.52-60, 2009 年3月
- 2-3) 山沢哲也, 野上邦栄, 小峰翔一, 依田照彦, 笠野英行, 村越潤, 遠山直樹, 澤田守, 有村健太郎, 郭路: 模擬腐食を導入した鋼トラス橋斜材の残存圧縮耐荷力, 構造工学論文集, Vol.59A, 2-8, pp.143-155, 2013年3月
- 2-4) 野上邦栄, 村越潤, 澤田守: 腐食劣化した鋼トラス橋箱断面圧縮部材の残存耐荷力特性評価に関する開発研究, 2013年度日本鉄鋼連盟「鋼構造研究・教育助成事業」一般テーマ研究助成報告書, 2014年9月
- 2-5) 栗原雅和, 野上邦栄, 岸祐介, 依田照彦, 笠野英行, 村越潤, 高橋実, 田代大樹: 腐食環境下にあった既設鋼トラス橋圧縮部材の残存耐荷力, 土木学会年次学術講演会概要集, 第70回, 2015年9月
- 2-6) 田代大樹, 村越潤, 高橋実, 本多弘明, 野上邦栄, 岸祐介, 栗原雅和, 依田照彦, 笠野英行: 断面欠損を有する鋼トラス弦材の圧縮強度に関する载荷試験, 土木学会年次学術講演会概要集, 第70回, 2015年9月
- 2-7) 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説, I 共通編・II 鋼橋編, 2012年3月
- 2-8) 赤松伸祐, 村越潤, 金田崇男, 小野潔: 鋼部材の局部座屈強度に関する基準耐荷力曲線の一検討, 土木学会年次学術講演会概要集, 第69回, I-129, 2014.9
- 2-9) 土木学会: 鋼・合成構造標準示方書, 総則編・構造計画編・設計編, 2008年

## STUDY ON INSPECTION AND ASSESSMENT TECHNIQUE TO PREVENT FATAL ACCIDENTS SUCH AS BRIDGE COLLAPSE

**Budgeted** : Grants for operating expenses

General account

**Research Period** : FY2012-2016

**Research Team** : Bridge and Structural Engineering  
Research Group

**Author** : MURAKOSHI Jun

ISHIDA Masahiro

USAMI Osamu

TAKAHASHI Minoru

HONDA Hiroaki

HIROE Akiko

**Abstract** : The majority of highway bridges in Japan were constructed during the 1950s-1970s. With recent rapid increase of aged bridges older than 50 years, effective and proper technique for bridge maintenance is more and more needed to be developed. For the maintenance of existing steel truss and prestressed concrete bridges with damaged component, it is very important to evaluate load carrying capacity to prevent fatal collapse of the entire bridge. In FY2014, in order to develop strength evaluation method of corroded axial members in steel truss bridges, loading test and FEA were conducted. In FY2014, We examined the load bearing capacity evaluation method using a simple analytical model of post-tensioned PC girder that has been removed in the deterioration due to salt damage.

**Key words** : truss bridge, PC bridge, maintenance, corrosion, load carrying capacity