

厳しい塩害腐食環境下にあった鋼圧縮部材の残存耐力実験

Experimental study of steel column member on severe corroding environment

山沢哲也*, 野上邦栄**, 園部裕也***, 片倉健太郎****

Tetsuya Yamasawa, Kuniei Nogami, Yuya Sonobe, Kentarou Katakura

*工修, 鹿島建設(株) 土木設計本部設計技術部解析技術グループ
(〒107-8502 東京都港区赤坂 6-5-30)**工博, 首都大学東京教授, 大学院都市環境科学研究科都市基盤環境工学専攻
(〒270-0397 東京都八王子市南大沢 1-1)***首都大学東京大学院博士前期課程, 都市環境科学研究科都市基盤環境工学専攻
(〒270-0397 東京都八王子市南大沢 1-1)****パシフィックコンサルタンツ (株) 北海道支社都市・交通部構造グループ
(〒060-0807 北海道札幌市北区 7 条西 1-2-6)

This paper discusses the compressive strength of corroded steel column members. Experiments were done by using two types of section: H-shaped and T-shaped. Before the experiments, the corroded shape of all 6 members was measured precisely by laser equipment and corroded thickness is calculated. For 4 of 8 specimens, maximum section deficit rate R_A was more than 0.30, which indicates the severity corrosion environment. In those 4 specimens, the remaining strength was observed to be half of a healthy member. Finally, on the basis of these experiment results, a simple equation for estimation of the remaining strength for corroded column members was derived.

Keywords: corrosion, column member, compression experiment, remaining strength

キーワード: 腐食, 柱部材, 圧縮実験, 残存耐力

1. はじめに

我が国では, 現在国土交通省を中心に維持管理, 耐久性の重視から LCC の考え方を導入した耐久設計法のあり方に関する調査研究が始まっている¹⁾. これは, 成熟期に入った我が国において, 橋梁などの社会基盤施設の更新が容易ではなく, 適切なサービスレベルを維持しつつ, 既存施設をできるだけ長い期間健全な状態で維持していくことが重要であることを意味している.

これまでの調査報告によると, 橋梁の架け替えの主因は, 劣化・損傷, 耐力不足などであり, 特に鋼材の腐食・疲労および床版の損傷が大半を占めている. 腐食損傷は, 環境条件により様々な腐食形態が現れ, 概ね支承部, 排水設備などの水仕舞の悪い箇所において著しいが, その他にも塩害や排気ガスによる桁部の腐食損傷も多く発生している^{2)~4)}. このような腐食損傷評価の基準は, 現在目視観察がほとんどであり, 実際の力学的根拠に基づく強度評価はなされていない.

このような状況において, 近年トラス橋, アーチ橋のように部材の損傷が全体構造の安全性に直結するよう

な腐食事例が相ついで発生している. 現状, 損傷状況によっては通行規制などが行われているが, 耐力性能の適切な評価方法が確立していない. つまり, どの程度の交通を通せるのか, 実構造は設計に対してどの程度の安全があるのか, 腐食欠損による耐力力の低下はどの程度か, それに伴う補修・補強が必要なのかなど, どの程度の供用に耐えられるのかが明確にされていないため, それらを判断する指標が強く求められている.

したがって, 現場技術者が上述の維持管理上の判断を可能にするには, まず既設鋼橋の腐食状態に関する実態把握が必要であり, そのためには精度の高い計測方法および測定範囲などを確立すること, さらにその腐食形態と終局強度特性の関係から耐力力低下を支配する腐食パラメータ因子を明確にし, その腐食パラメータによる残存耐力力の評価式を開発することが急務である. このため, 腐食損傷した構造物および部材の残存耐力評価に関する研究が活発に進められている^{5)~8)}.

著者らは, これまでに, 大型の鋼部材を精度よく効率的に自動計測可能な, レーザ式変位計を用いた表面粗さ計測装置を開発し, これを用いて腐食を有する鋼部材・

曝露試験体の腐食性状を把握してきた⁹⁾。また、腐食形態を仮定した合成 I 桁の解析的研究では、支間中央部断面の断面欠損率によって曲げ残存耐力を、柱部材では最大断面欠損率によって圧縮残存耐力を評価できることを¹⁰⁾、さらに実橋から撤去した腐食鋼部材の曲げ実験では板厚の平均腐食率によって部材としての残存耐力を評価できること¹¹⁾などの成果を得ている。

本研究では、供用開始後約 40 年が経過し、塩害などの影響で腐食による劣化損傷が著しいことから補強工事のため撤去されたトラス橋¹²⁾の上・下横構、横支材を対象にした。これらの部材は、橋梁全体系として即崩壊に繋がることは少ないが、腐食形態の違いによる柱部材としての残存耐力を評価する上で貴重な実橋の腐食部材である。ここでは H 型および T 型断面を有する鋼圧縮部材の残存耐力性能に関する実験を行い、腐食損傷に伴う鋼圧縮部材の残存耐力評価方法の確立に向けた検討を行う^{13)~17)}。具体的には、実際の腐食部材の腐食形状、およびその終局強度特性、さらに耐力低下を最も精度良く評価できる腐食パラメータ因子について実験的に明らかにする。そして、選定された設計パラメータを用いた残存耐力評価式を提案する。

2. 実験供試体

本研究で対象とした圧縮部材は、同一橋梁から切り出した H 型部材と T 型部材との 2 種類の断面である。この橋梁は、竣工後 44 年経過している連続トラス橋で、河口に位置しており、塩害によって大変過酷な腐食環境下にある。この橋梁の、上・下横構、横支材を対象部材とした。

供試体は、表-1 に示すように後述する腐食パラメータである最大断面欠損率 R_A によって、塗装上からでもフランジに波状の著しい腐食がみられる「ランク A」と、ほとんど腐食が見られない「ランク C」とに分類した。ここで表中の供試体の記号は、最初のアルファベットは腐食ランクを、2 番目および 3 番目のアルファベットの 2 文字は上下横構 (UL, LL), 横支材 (LS) を、4 番目のアルファベットは断面形状 (H, T) を表す。5 番目のアルファベットの小文字は「u: 上流」「d: 下流」側を表す。重複する下横構の 2 部材は、末尾に部材番号を付した。また、比較対象のために H 型断面、T 型断面について新規製作した試験体 2 体を、それぞれ H-0、T-0 とする。

図-1 に供試体の実測断面を示す。横構および横支材の H 型断面は、製作図面ではフランジ・腹板の板厚ともに 9mm、フランジ幅 180mm、内法高さ 182mm の溶接断面であったが、板厚の実測値は 9.2mm であった。実橋からはガス切断ののち、所要寸法に機械切断した。両端部にベースプレートを溶接し、有効座屈長は実験時の両端ピン支持点間隔である 2440mm とした。このとき弱軸まわりの細長比は 57.6 である。なお健全部材の H-0 部材の板厚は 9.0mm である。

T 型部材については、図-1 に示すように、ウェブ厚 9mm、T フランジ厚 11mm の部材で、細長比は弱軸まわりで 78.0、強軸まわりで 44.7 であった。T 型部材シリーズの有効座屈長は、試験体治具の単純支持点間隔とした。

以上の部材断面諸元は、表-2 のとおりである。腐食部材の材質は別途材料試験結果¹³⁾ から SM400 相当 ($\sigma_y = 274\text{N/mm}^2$) であることを確認し、新規製作部材の材質を選定している。ただし弾性係数については、172.5GPa と一般的な値よりも小さかった。また、新規製作部材の弾性係数 E ・降伏応力度 σ_y は、ミルシート値からそれぞれ 200GPa、 $\sigma_y = 300\text{N/mm}^2$ とした。

表-1 腐食ランクと供試体

腐食ランク	供試体	部材	最大断面欠損率 R_A
ランク A	A-UL-Hu	上横構	$R_A > 0.30$
	A-LS-Hd	横支材	
	A-LL-T-1, A-LL-T-2	下横構	
ランク C	C-UL-Hu, C-UL-Hd	上横構	$0.10 < R_A \leq 0.20$
新規製作	H-0, T-0	—	—

表-2 供試体の部材断面諸元

部材名		A-UL-Hu A-LS-Hd C-UL-Hu C-UL-Hd	A-LL-T-1 A-LL-T-2
断面積	$A_0 (\text{mm}^2)$	4990	3819
部材長	$L (\text{mm})$	2350	2100
有効座屈長	$L_e (\text{mm})$	2440	2724
細長比	L_e/r_y	29.2	78.0
	L_e/r_z	57.6	44.7
鋼種		SM400	SM400
弾性係数	$E (\text{N/mm}^2)$	172555	172555
降伏荷重	$P_y (\text{kN})$	1367	1046
オイラー座屈荷重	$P_{ey} (\text{kN})$	9988	1068
	$P_{ez} (\text{kN})$	2561	3250
基準耐力 (道示)	$P_{U0} (\text{kN})$	971	596

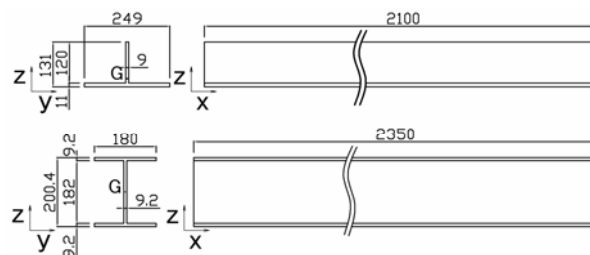


図-1 供試体の断面形状 (mm)

表-3 表面粗さ計測装置の諸元

計測範囲	1000×1000×100mm
座標位置決定のリニアスケール読み	10.0×10 ⁻⁶ mm
レーザ変位計	LK-080
分解能	3.0×10 ⁻⁶ mm
計測速度(1mm 間隔)	200data/min

分解能はレーザ変位計の性能に依存

3. 腐食形状計測

3.1 腐食形状計測の前処理

腐食形状計測に先立って、腐食形状が損なわれないように注意を払いながら、ブラストおよびケレンによって塗膜を除去し、腐食形状計測後は塗油によって表面を保護した。塗膜を観察すると、塗り替え時に下地処理を十分行わず、前回塗膜上に塗り重ねられている部分も見られた。塗膜上からでは認識することができない孔状の腐食や、フランジの鋭い波状の腐食が観察され、塗膜内部に残留している塩分によって腐食が進行している様子が確認できた。腐食形状計測には、レーザ式変位計による表面粗さ計測装置を用いた。

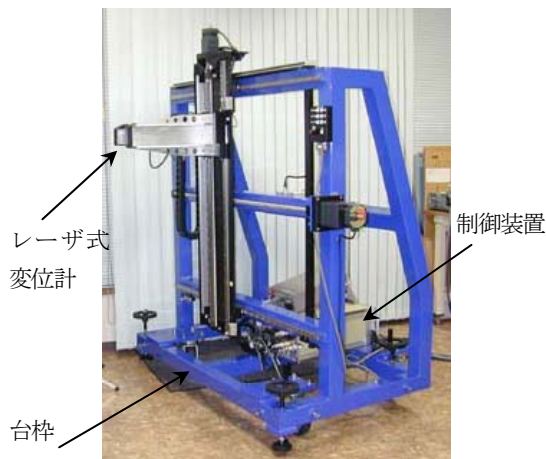


写真-1 表面粗さ計測装置

3.2 表面粗さ計測装置

腐食形状計測には、写真-1 に示すようなレーザ式表面粗さ計測装置を用いた。諸元は表-3 に示す通りである。このレーザ式表面形状計測装置は、レーザ式変位計が取り付けられたヘッド部が 1000×1000×100mm の範囲を自由に動くことができ、予め指定した領域内を自動計測し、相対座標値を集録するものである。

基準距離・計測範囲や分解能が異なるその他のレーザ式変位計に取り替えることで、狭隘な板組み内面を計測することも可能である。

今回の供試体は、部材を長さ 800mm 程度の領域に分割し、長手方向に 3 度の計測を行った。表裏の表面形状をすべて 1mm 間隔で計測している。計測点数は、H 型断面部材で約 200 万点、T 型断面部材で約 150 万点であった。試験体に設けた複数の標点によって、表裏共通の仮想基準平面を設定した。表面腐食形状は、基準平面を水平面とした、最も減厚量の小さい測定点を通る基準面に平行な最尤面を定義して算出する。残存板厚は、元板厚から表裏の腐食量の和を差し引くことで与えられる¹¹⁾。

3.3 部材の腐食表面状態

図-2(a),(b)に H 型断面部材の表面腐食形状と残存板厚分布をそれぞれ示す。ここで図中の(1)(6)の上図は各々上下フランジ表面の写真を、下図は計測した腐食形状である。(2)(3)および(7)(8)の間の空白部は計測不可能な腹板板厚部を示す。また、図-3 に T 型断面部材の残存板厚分

布を示す。H 型部材、T 型部材ともに、全体的にはフランジ縁端の腐食量が多い。また、ミクロ的に観察すると、周期 50~100mm 程度の正弦波状の腐食がフランジ全面にわたって分布していることがわかる。一方、ウェブの腐食はどれもフランジと比較すると小さい。

3.4 残存耐力評価パラメータ

計測結果から、6 供試体の平均残存板厚 t_a と標準偏差 s を表-4 にまとめた。H 断面および T 断面としての平均残存板厚 t_a の算出にあたっては、上下フランジ、ウェブの 3 領域についてそれぞれ平均腐食量 $t_{a(i)}$ を算出し、各領域の健全部材断面積 $A_{(i)}$ により重み付けしている。得られた部材全体としての平均残存板厚 t_a および標準偏差 s は式(1)、式(2)で与えられる。

$$t_a = \frac{\sum A_{(i)} t_{a(i)}}{\sum A_{(i)}} \quad (1)$$

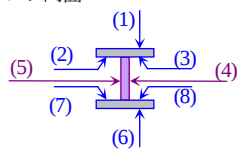
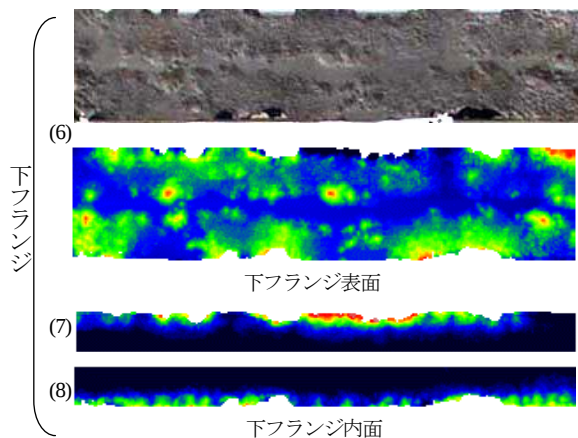
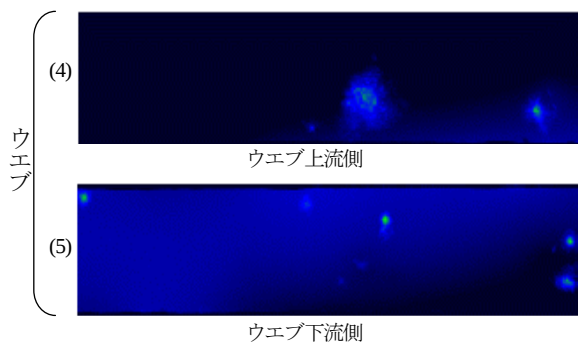
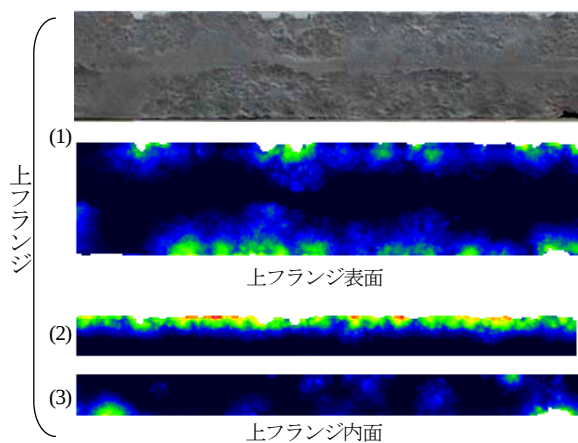
$$s = \frac{\sum A_{(i)} s_{(i)}}{\sum A_{(i)}} \quad (2)$$

ただし、 i : 上フランジ、ウェブ、下フランジ (=1,2,3)

表中の換算細長比 λ は、腐食がないときの弱軸まわりについて、上下フランジ、ウェブの 3 領域の平均板厚で構成される部材として式(3)によって算出した。

表-4 平均残存板厚と標準偏差、換算細長比 λ 、平均板厚欠損率 R_{ta}

供試体	上フランジ	下フランジ	ウェブ	全体	換算 細長比 λ	t_a/t_{a0}	平均板厚 欠損率 R_{ta}
	t_{a0} (標準偏差 s_0) mm			t_a (s) mm			
A-UL-Hu	7.04 (2.23)	5.34 (2.27)	8.71 (0.37)	7.03 (2.26)	0.779	0.764	0.236
A-LS-Hd	6.69 (2.47)	6.81 (2.47)	8.18 (0.71)	7.23 (2.12)	0.756	0.786	0.214
C-UL-Hu	9.03 (0.25)	8.93 (0.57)	8.77 (0.65)	8.91 (0.54)	0.728	0.968	0.032
C-UL-Hd	8.78 (0.64)	8.57 (1.08)	8.80 (0.29)	8.72 (0.73)	0.732	0.948	0.052
A-LL-T-1	7.60 (3.11)		8.31 (1.24)	7.84 (2.07)	0.945	0.249	0.751
A-LL-T-2	8.14 (3.18)		8.03 (1.51)	8.11 (2.18)	0.963	0.223	0.777



表面腐食深さ 0 10mm

A-UL-Hu 部材の中央部 800mm 部分を図示

図-2(a) H 型断面部材の表面腐食形状

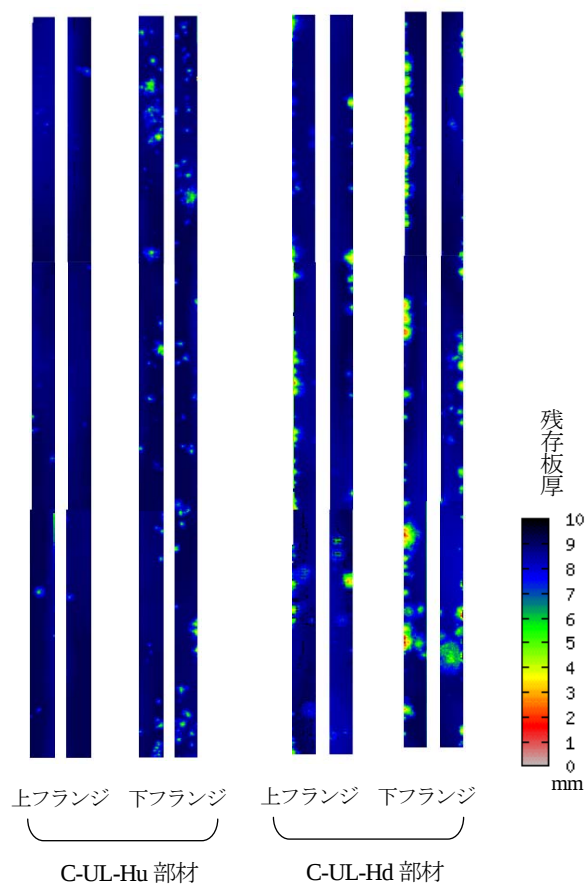
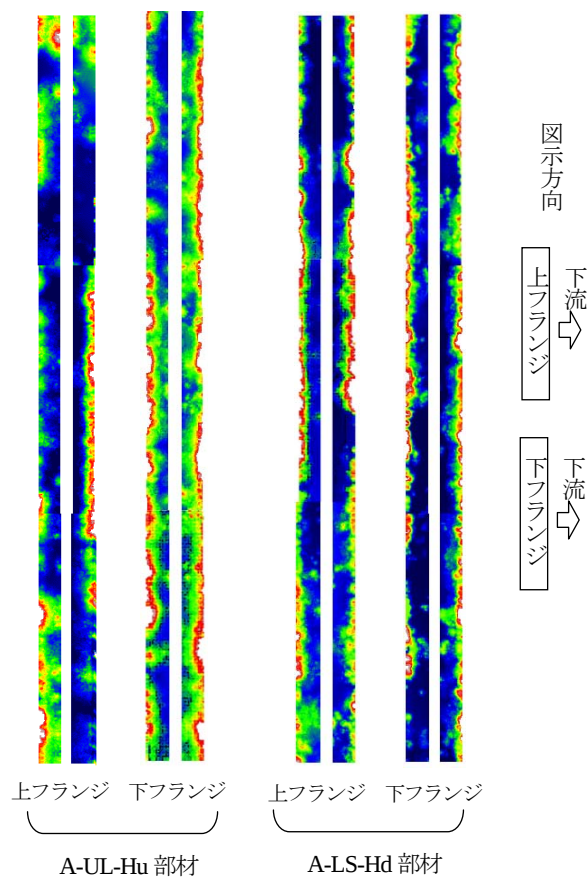


図-2(b) H 型断面部材の残存板厚分布

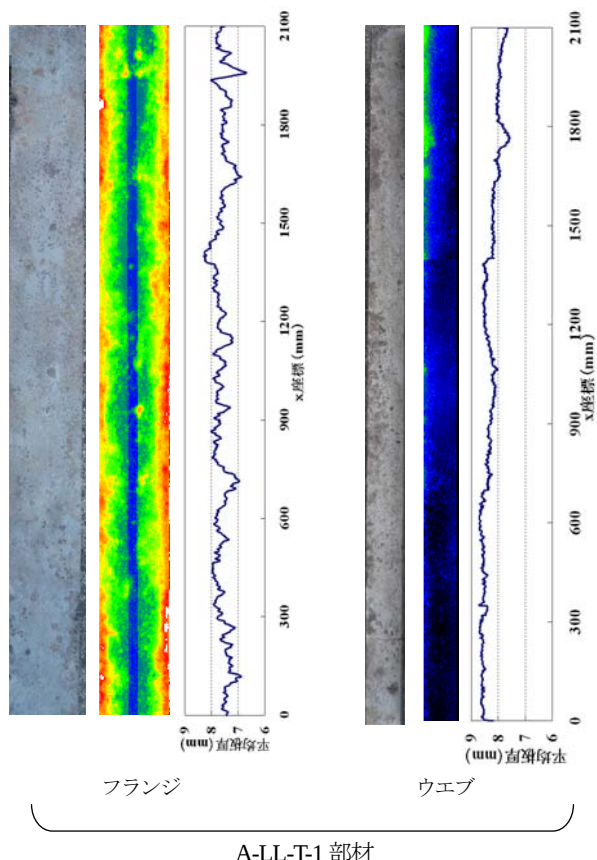


図-3 T型断面部材の残存板厚分布

$$\lambda = \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \frac{L_e}{r} \quad (3)$$

またここで、平均板厚欠損率 R_{ta} および部材の最小断面位置の断面積 A_{min} による最大断面欠損率 R_A を、次のような式(4)および(5)で定義する。

$$R_{ta} = 1 - t_a / t_{a0} \quad (4)$$

$$R_A = 1 - A_{min} / A_0 \quad (5)$$

ただし、 t_{a0} : 健全時平均板厚 (式(1)による)

A_0 : 健全時断面積

各供試体の最小断面積および最大断面欠損率を表-5に示す。

表-5 最大断面欠損率 R_A

供試体	最小断面積 $A_{min} (\text{mm}^2)$	断面積比 A_{min} / A_0	最大断面欠損率 R_A
A-UL-Hu	3186	0.639	0.361
A-LS-Hd	3291	0.660	0.340
C-UL-Hu	4398	0.882	0.118
C-UL-Hd	4268	0.856	0.144
H-0	4878	0.978	0.022
A-LL-T-1	2627	0.688	0.312
A-LL-T-2	2607	0.683	0.317
T-0	3819	1.000	0.000

表-6 初期たわみ・初期倒れの計測結果

供試体	初期たわみ $v_0 (\text{mm})$, $w_0 (\text{mm})$	有効座屈長 L_e に対する比 $\max(v_0 , w_0) / L_e$	初期倒れ $dy_0 (\text{mm})$, $dz_0 (\text{mm})$
A-UL-Hu	0.5, 1.0	1/5000	0.0, 0.5
A-LS-Hd	1.0, 0.4	1/2500	0.0, 0.5
C-UL-Hu	1.0, 0.2	1/2500	0.0, 0.0
C-UL-Hd	1.1, 0.2	1/2300	0.2, 1.0
H-0	2.5, 0.0	1/1000	0.0, 0.0
A-LL-T-1	-0.5, 0.5	1/5450	2.0, 2.0
A-LL-T-2	0.5, 0.5	1/5450	2.5, 1.5
T-0	-0.5, 0.5	1/5450	0.0, 0.0

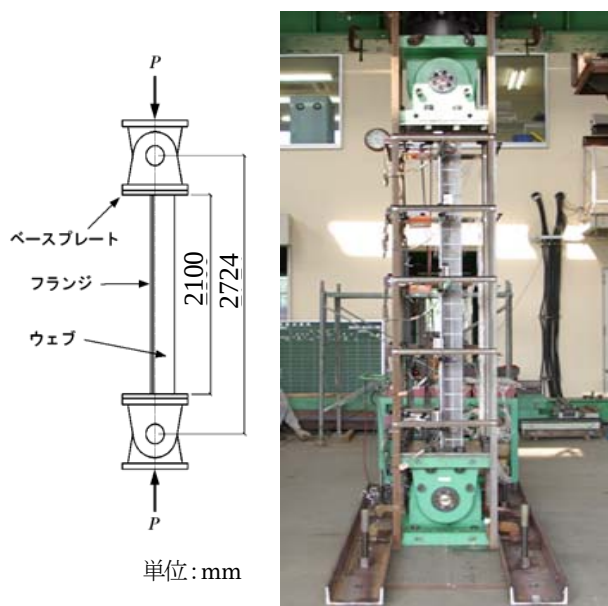


写真-2 載荷装置

4. 圧縮実験

4.1 荷重方法

実験は、両端単純支持の圧縮実験である。荷重を均等に荷重させるため部材の両端を研磨し、ベースプレートと溶接にて取り付けた。供試体と荷重治具との間には、球座あるいはスライダ機構によって、単純支持状態を実現した。

H 型断面部材の荷重装置は、荷重容量 5000kN、ストローク 150mm の油圧式ジャッキ、T 型断面部材の荷重装置は、写真-2 に示すような荷重容量 1150kN、ストローク 100mm のサーボ制御式ジャッキで、ともに変位制御にて漸増荷重を行った。また、両断面部材ともに、腐食のないとしたときの図心位置に荷重を行った。

4.2 計測項目

ジャッキ荷重、軸方向変位とともに、供試体長手方向の 5 断面について、部材軸に直交する 2 方向の変位およびひずみの計測を行った。ジャッキ荷重荷重および軸方向変位とともにを行った。ひずみの計測は主に、断面の塑性状況の把握であり、予備荷重や荷重速度を決定するために用いた。

また、圧縮実験では、部材そのものの初期たわみおよび部材設置時の初期倒れが耐力に大きな影響を及ぼす。ここで初期たわみ v_0 , w_0 は、それぞれ y 軸, z 軸方向の初期変形量の最大値を、初期倒れは供試体設置時の基部に対する上部の相対倒れである。これらの項目は、荷重前にトランシットにて計測を行った。図-4 および表-6 にそれらの計測結果を示す。H-0 部材を除いて、初期たわみはいずれも有効座屈長に対して 1/2500 以下であった。また初期倒れは、いずれも 1/1000 以下であり、良好な試験条件であった。H-0 部材の初期たわみについては、道路橋示方書の基準耐力曲線的前提である 1/1000 程度ではあったが、腐食部材の初期たわみよりは大きい値であった。後述するが、腐食のない新規製作部材であるにも関わらず耐力が小さめであった理由としては、この初期たわみの影響が一因と考えられる。

4.3 圧縮実験結果

(1) H 型断面部材

図-5(a)および図-5(b)に H 型断面部材の荷重-荷重軸方

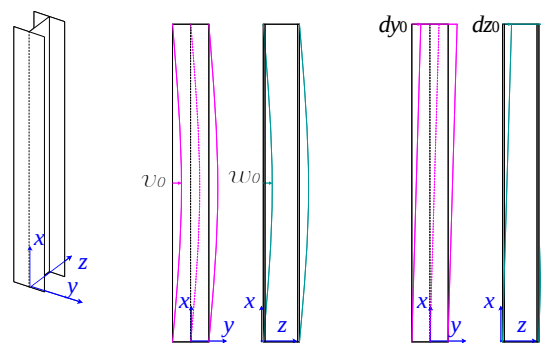
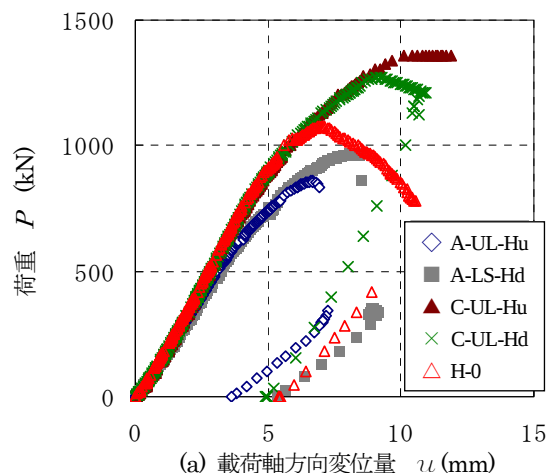
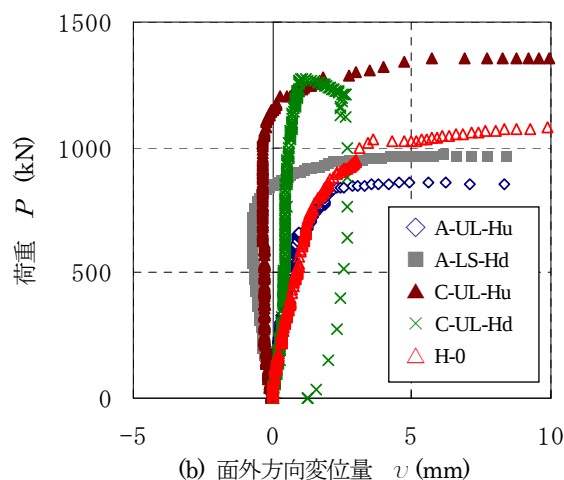


図-4 初期たわみおよび初期倒れ



(a) 荷重軸方向変位量 u (mm)



(b) 面外方向変位量 v (mm)

図-5 H 型断面部材の荷重-変位関係

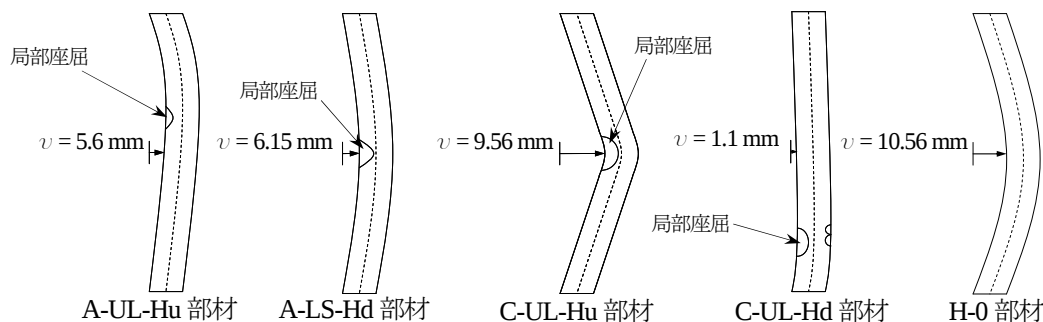


図-6 H 型断面部材の終局時変形量

向変位関係および荷重－面外方向変位関係を示す。H-0部材の残存耐荷力は $P_U=1079\text{kN}$ であり、このときの崩壊モードは図-6のように初期たわみの方への全体座屈モードとなった。このときの最大面外変位は 10.56mm である。H-0部材は、健全時板厚 9.2mm の降伏荷重 1367kN に対してその耐荷力は 20% 以上減少している。これは、初期たわみが有効座屈長に対して $1/1000$ と大きかったこと、腐食部材の健全部の板厚 9.2mm に対して、板厚 9mm として製作したためである。

A-UL-Hu部材は、上下フランジ縁端部が局部的に腐食しているため全体座屈と局部座屈の連成した変形を示した。図-5から明らかなように、局部腐食部における局部座屈変形を起こした付近を極大値とする全体変形が生じている。一方、A-LS-Hd部材はフランジがほぼ均一に腐食しているため、その終局モードは図-6のように初期たわみ方向への全体座屈変形を生じている。図-5から明らかなようにA部材の残存耐荷力は、他の部材に比して低下している。

C-UL-Hu部材は、部材中央部に局部腐食が存在するため、この腐食部分の局部座屈が引き金になって全体座屈と連成して崩壊している。C-UL-Hd部材の終局モードは図-5(b)からも明らかなように下フランジ縁端部に大きな局部腐食が存在するため、面外方向に変形が発生せずに

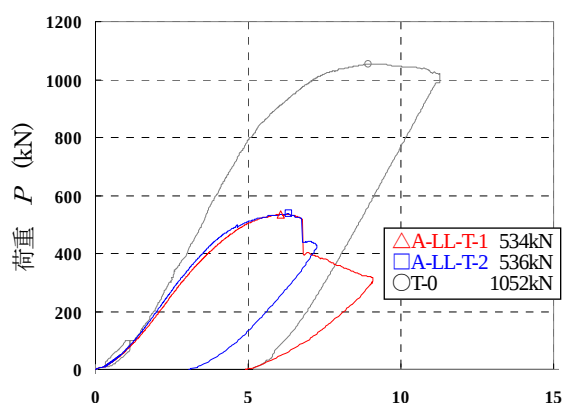
この腐食領域の局部座屈変形のみにより崩壊に至った。

(2) T型断面部材

図-7にT型断面部材の荷重－載荷軸方向変位関係を示す。新規に製作したT-0部材は、弱軸(y軸)まわりの変位が支配的で、耐荷力は 1052kN であった。終局モードは、両端単純支持点を節とする正弦半波形状の全体座屈であった。これは材料試験値から求めた降伏荷重 1140kN よりは小さい値であるが、道路橋示方書による基準耐荷力値 669kN よりは大きな値となった。

一方、腐食部材であるA-LL-T-1、A-LL-T-2部材の耐荷力 P_U は、それぞれ 534kN 、 536kN とほぼ同一であった。これは、道路橋示方書による基準耐荷力値 596kN と比較して、ともに 10% 程度小さい値である。A-LL-T-1部材はz軸まわりの変形が、A-LL-T-2部材は両方の軸まわりの変形ともが支配的であった。これは腐食によって、z軸まわりの剛性が低下したことを示している。図-8の終局モード図から明らかなように、両供試体ともに正弦半波の全体座屈モードと、フランジの局部座屈が連成し、終局に至った。

H型断面部材を含め、供試体に貼付したひずみゲージによって、一部断面が塑性化していることを確認しているが、最大耐荷力付近の挙動は塑性断面の拡大が支配的であり、脆性的な挙動は見られなかった。



載荷軸方向変位量 u (mm)

図-7 T型断面部材の荷重-変位関係

表-7 圧縮耐荷力実験のまとめ

供試体	残存耐荷力 P_U (kN)	P_U 時の 面外変位 v, w (mm)	終局変形状態
A-UL-Hu	858	5.60	局部・全体連成
A-LS-Hd	967	6.15	全体座屈
C-UL-Hu	1358	9.56	局部・全体連成
C-UL-Hd	1271	1.10	局部座屈
H-0	1079	10.56	全体座屈
A-LL-T-1	534	13.5, 7.7	局部・全体連成
A-LL-T-2	536	13.3, 11.3	局部・全体連成
T-0	1052	2.7, 7.8	全体座屈

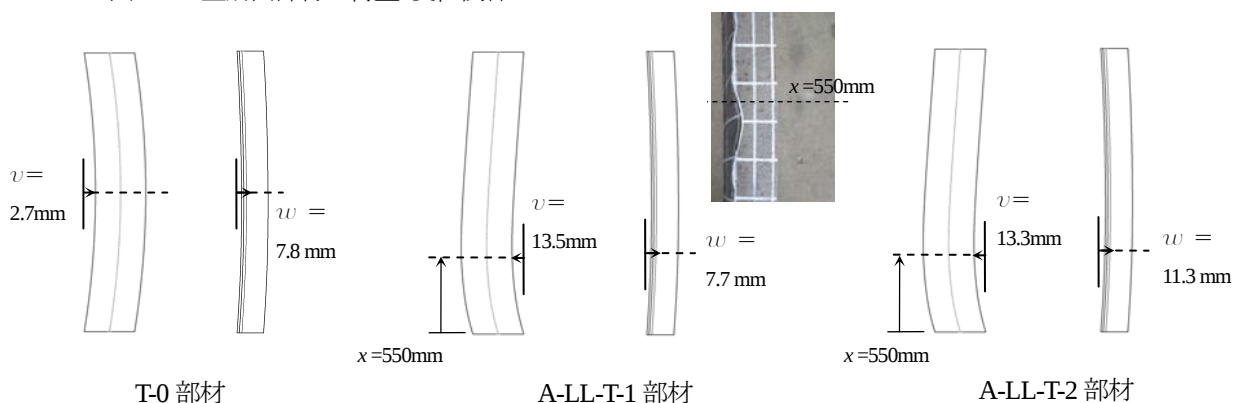


図-8 T型断面部材の終局時変形量

5. 残存耐力評価

圧縮実験から得られた耐力、最大面外変位および崩壊モードを表-7に纏めた。いま、腐食計測によって得られている断面パラメータ、(a) 平均板厚欠損率 R_a または (b) 最大断面欠損率 R_A を横軸に、縦軸に圧縮耐力の降伏軸力に対する無次元量を取り、図化してみると図-9(a),(b)のようになる。

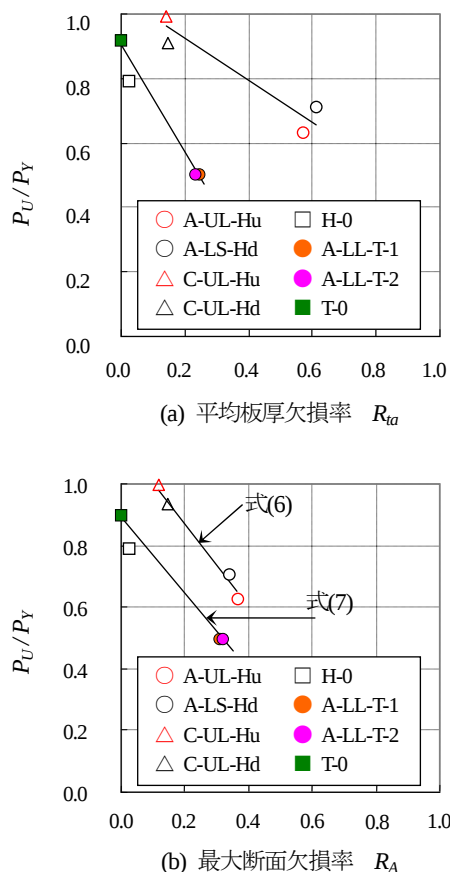
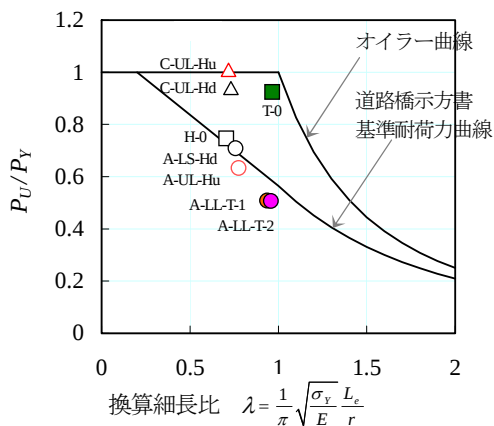


図-9 残存耐力と断面パラメータ R_a , R_A との関係



この図より残存耐力と欠損率には線形関係があり、特に最大断面欠損率は残存耐力と相関性が高いことがわかる。この関係を断面ごとに線形式で表現するとすれば、

$$P_U/P_Y = 1.14 - 1.36R_A \quad (\text{H型断面}) \quad (6)$$

$$P_U/P_Y = 0.92 - 1.29R_A \quad (\text{T型断面}) \quad (7)$$

のようになった。ただし、H-0 部材は腐食部材に比して初期不整量が相違するため、これらの式の誘導に際して考慮しないものとした。

腐食部材の残存耐力を算定しようとするとき、一般的には今回の実験のように精緻な腐食形状計測を行うことは現実的ではない。しかし、平均板厚欠損率 R_a あるいは最大断面欠損率 R_A といった代表値を推定することは、それほど困難を伴わない。圧縮耐力との相関が高い最大断面欠損率 R_A を直接求めるには多くの測定点数を必要とするが、これを平均断面欠損率から評価し、よい推定値を示すとの報告^{18),19)}もなされている。

これらの議論をふまえ、図-10 に表-4 の計測値による換算細長比 λ (弱軸方向) と残存耐力との関係を示した。ランク A 供試体以外の供試体は、どれも道路橋示方書の基準耐力曲線を上回っている。H-0 部材は、ほぼ道路橋示方書の基準耐力値付近にプロットされているが、初期たわみ量が有効座屈長に対して 1/1000 程度であったことを考えれば、妥当な結果が得られている。いずれにせよ、今回の実験の範囲においては、C ランク部材に関しては、少なくとも部材レベルでは所要の耐力性能を満足していることがわかる。

一方でランク A に属する 4 供試体は、基準耐力値を下回る結果となっている。例えば、これらのプロットの下限値を参考にして、図-10 に示す $R_A=0.30$ の腐食部材の断面形状に依存しない耐力曲線を決定することができれば、簡易に部材耐力を推定することが可能である。

6. 結語

実橋から撤去された H 型および T 型断面を有する鋼圧縮部材の残存耐力性能に関する実験を行い、次のような知見を得た。

- (1) 腐食形状をレーザ変位計を用いた表面粗さ計測装置にて精緻に計測し、腐食部材の断面性能評価に関するパラメータとして平均板厚欠損率 R_a 、最大断面欠損率 R_A を算出した。本計測装置によって再現される腐食表面性状によって、板厚の減少や偏心量を把握することができ、部材全体にわたる有用なデータを得ることができた。
- (2) 上記のパラメータ R_a および R_A と、圧縮耐力実験結果との関係を調べると、いずれのパラメータも相関が高い。特に R_A は残存圧縮耐力との相関が高く、線形式によって簡易に耐力を推定可能であることがわかった。

このようにある腐食部材について、平均板厚欠損率 R_a あるいは最大断面欠損率 R_A によって簡易に耐力が推定可能となれば、部材連結部の腐食形態に伴う残存耐力の評価を別途検討する必要があるものの、構造物全体の耐力を精度よく推定できるものとする。今回示した残存耐力の評価式は、限られた供試体によるものであり、今後データの蓄積による精度の向上を目指したい。

謝辞

本研究の一部は、日本橋梁建設協会・日本鉄鋼連盟から研究助成の支援をいただいた。ここに深く感謝の意を表す。また、文部科学省より科学研究費を受給した。

本研究の供試体は、千葉県海匠地域整備センター銚子整備事務所のご好意によりご提供戴いたものである。また実験の遂行にあたっては、横河工事(株)、(株)東京鐵骨橋梁の各位のご助言、ご協力を頂戴した。改めてここに謝意を表す。また首都大学東京大学院修士学生であった若林氏(日揮(株))、首都大学東京学部生であった中野氏(横河ブリッジ(株))には、腐食計測および実験準備に多くの時間を割いて戴いたことに感謝する。

参考文献

- 1) 玉越隆史：直轄道路橋における予防保全への取組，第 11 回鋼構造と橋に関するシンポジウム論文報告集，土木学会，2008.8.
- 2) 名取暢，西川和廣，村越潤，大野崇：鋼橋の腐食事例調査とその分析，土木学会論文集，No.668/I-54，pp.299-311，2001.1.
- 3) 社団法人日本鋼構造協会：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（鋼橋の維持管理とそれを支える要素技術），JSSC，No.51，2002.1.
- 4) 野上邦栄，共著：土木鋼構造物の点検・診断・対策技術(第 7 章損傷部材の評価)，鋼構造土木診断士講習会テキスト，日本鋼構造協会，2005.11.
- 5) 森猛，渡辺一，正井資之：腐食した鋼板の表面形状シミュレーションと腐食鋼桁の曲げ耐力，構造工学論文集，Vol.49A，pp.675-686，2003.4.
- 6) Vo Tha Nh Hu Ng，佐々木栄一，市川篤司，三木千壽：腐食を模擬した模型桁のせん断耐力に関する実験および解析，構造工学論文集，Vol.48A，pp.1099-1105，2002.3.
- 7) Vo Tha Nh Hu Ng，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.
- 8) 海田辰将，藤井堅，宮下雅史，上野谷実，中村秀治：腐食したプレートガーダーの残存曲げ強度に関する実験的研究，構造工学論文集 Vol.51A，pp.139-148，2005.3.
- 9) 山沢哲也，野上邦栄，伊藤義人，渡邊英一，杉浦邦征，藤井 堅，永田和寿：19.5 年海洋曝露された鋼アンクル材の腐食形態，土木学会論文集 A，Vol.64，No.1，pp.27-37，2008.1.
- 10) 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 断面柱の残存耐力に関する一考察，構造工学論文集，Vol.47A，pp.93-102，2001.3.
- 11) 山沢哲也，野上邦栄，森猛，塚田祥久：腐食鋼部材の腐食形状計測と曲げ耐力実験，構造工学論文集 Vol.52A，pp.139-148，2006.3.
- 12) 加瀬清，水野久一，入枝秀樹，木内廣志，柿沼幸夫：銚子大橋のリフレッシュ工事の経緯，JSSC，No.52，2004.4.
- 13) 森猛，橘敦志，野上邦栄，山沢哲也：腐食鋼板の引張・降伏耐力評価法に関する検討，土木学会論文集 A，Vol.64，No.1，pp.38-47，2008.1.
- 14) 中野克俊，野上邦栄，山沢哲也，若林孝行：腐食した鋼部材の圧縮耐力実験，第 61 回土木学会年次学術講演会，I-629，2006.9.
- 15) 若林孝行，野上邦栄，山沢哲也，中野克俊，森猛：腐食した圧縮部材の弾塑性挙動と残存耐力評価，第 62 回土木学会年次学術講演会，I-360，2007.9.
- 16) 園部裕也，片倉健太郎，野上邦栄，山沢哲也：腐食した T 型圧縮部材の残存耐力解析，第 63 回土木学会年次学術講演会，I-374，2008.9.
- 17) 片倉健太郎，園部裕也，野上邦栄，山沢哲也，柳沼安俊，田中慶治，細見直史：厳しい腐食環境下にあった T 型鋼部材の圧縮耐力実験，第 63 回土木学会年次学術講演会，I-028，2008.9.
- 18) 田村功，渡邊英一，伊藤義人，藤井堅，野上邦栄，杉浦邦征，永田和寿，岡扶樹：海浜環境において腐食した鋼管の形状計測と残存耐力に関する検討，構造工学論文集，Vol.51A，pp.1103-1110，2005.3.
- 19) 海田辰将，藤井堅，中村秀治：腐食したフランジの簡易的な圧縮強度評価法，土木学会論文集，No.766/I-68，pp.59-71，2004.7.
- 20) 土木学会鋼構造委員会鋼構造の残存耐力性能と耐久性向上方策研究小委員会：腐食した鋼構造物の残存耐力性能評価および性能回復技術，2007.5.

(2008 年 9 月 18 日受付)