

## 腐食劣化したベルトコンベア鋼製架構の構造性能評価

## Remaining Capacity Evaluation of Corroded Belt Conveyor Support Structure

久積 和正\* 菅野 良一 富永 知徳 四阿 佳昭  
 Kazumasa HISAZUMI Ryoichi KANNO Tomonori TOMINAGA Yoshiaki SHIA

## 抄 録

近年、鋼構造物の老朽化に伴う突然の崩壊事故や損傷事例が多く報告されており、その構造健全性を定量的に把握することが重要となっている。新日鐵住金(株)では、産業構造物の代表例であるベルトコンベア鋼製架構を対象として、その構造性能を定量的かつ効率的に評価できる技術開発を進めてきた。腐食部材の中心軸圧縮試験及び3次元形状を反映したFEM解析を行い、腐食部材の座屈耐力評価式、ならびに、ベルトコンベア架構全体を対象とした残存寿命及び健全性についての評価技術を報告した。

## Abstract

In recent years, accidents and damage to aging structures have been reported. Sudden collapse has frequently occurred in typical industrial steel structures such as belt conveyor frames. It becomes more important to evaluate residual strengths of the structures in a quantitative manner. Nippon Steel & Sumitomo Metal Corporation has developed a method to evaluate remaining capacity of corroded belt conveyor support structure. In this paper, an extensive compressive test and numerical analysis of corroded channel and angle steel members obtained from real structures are conducted. An axial compressive strength formula of the corroded members and a method to estimate life expectancy of facility are proposed based on the experimental and numerical studies.

## 1. はじめに

近年、高度経済成長期に建設された構造物の老朽化に伴う事故や損傷事例が多く報告され、国土強靱化に資する維持管理技術の重要性や、産官学による研究開発連携の必要性が強く求められるようになってきた。たとえば、図1に示すようなベルトコンベア鋼製架構や配管架台は、外部環境に直接晒される場合が多いこともあり、新日鐵住金(株)においても腐食による構造劣化が原因と考えられる設備トラブルが発生している。このトラブルは、製鉄所の多くが海浜地域に位置するために腐食の進行が早いこと、設備操業で発生する粉塵の堆積により腐食状況の確認が遅れること、さらに構造物の多くがリダンダンシーの少ないトラス構造であることなどに起因する。設備老朽化に伴う事故の発生は、工場の稼働休止や設備復旧による事業への直接的な影響を与えるに留まらず、安全性確保や社会的信頼の面でも重大リスクとなることを明らかにした。このような状況を受け、既にリスクの高い設備から順次、更新・補修・補強等の対策を講じてきた。一方、対策後においても塗装

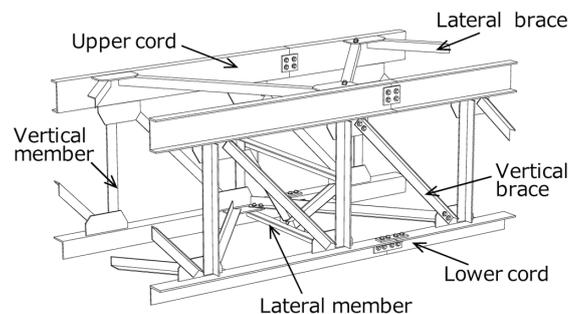


図1 ベルトコンベア鋼製架構の構造例  
 Typical belt conveyor support structure

の状態によっては腐食に伴う経年劣化が進行する可能性があるため、将来リスクを的確に予測して計画的に維持管理を行い、不慮の事故を未然に防ぐ必要がある。そのためには、劣化状態を考慮した構造物の健全性を定量的に把握できる技術開発が喫緊の課題となる。

本報では、腐食により劣化した鋼構造物の健全性評価技術の構築に向けた取組みと今後の展開を述べる。

\* 鉄鋼研究所 鋼構造研究部 主任研究員 千葉県富津市新富 20-1 〒293-8511

## 2. 鋼構造設備の診断技術とその課題

一般的な鋼構造物の健全性評価は、腐食劣化の程度を目視で確認し、予め用意されたサンプル写真などの評価基準と照らし合せながら部材ごとに劣化度を評価した上で、重要度の高い設備から補修対応している。一方、この方法は簡易ではあるものの、主観的かつ定性的な要素が強く、また部材単位の評価に基づくため、複数部材で構成される設備単位（全体構造系）としての余耐力を直接的に把握できていない。すなわち、部材単位の劣化度と設備単位の余耐力との関係が明確ではなく、どの設備をどのタイミングで補修、更新すれば良いかという優先順位を決定するための定量的な指標がないのが現状である。よって、最適な維持管理計画の策定を目指す現場からは、客観的で定量的な評価方法を望む声が多く、設備単位としての健全性を定量的に評価できる技術が求められている。

このような背景を踏まえ、鋼構造物の代表例であるベルトコンベア鋼製架構を対象として、腐食によって形状が複雑に変化した鋼部材の残存耐力評価法を構築するとともに、その部材耐力を考慮した全体構造系としての余耐力ならびに健全性に関する評価技術を開発してきた。

## 3. 腐食によって形状変化した鋼部材の中心軸圧縮挙動

ベルトコンベア架構は基本的にトラス構造であるため、断面力として卓越する引張及び圧縮などの軸力を対象に検討する必要がある。一方、産業用の鋼構造物で一般的に用いられる溝形鋼や山形鋼が自然腐食した場合の引張に関する研究例は多いものの、圧縮時の座屈挙動に関する研究例は世界的にもほとんどなく、その形状や腐食状況に強く影響を受ける圧縮耐力評価法は十分に確立されていない。そこで、長期間供用して撤去されたベルトコンベア架構から、軽微な腐食から孔食などの著しい断面欠損を持つ腐食部材を採取し、中心軸圧縮試験及びFEM解析によって座屈挙動を詳細に分析した。

### 3.1 腐食した鋼部材の特徴

腐食した試験部材（溝形鋼 10 体、山形鋼 17 体）は予めサンドブラストで除錆した後に、3次元レーザー変位計（REVscan™）を用いて、表面形状を縦横 1mm ピッチで詳細に計測した。ここで得られた形状データには、残存板厚だけでなく、腐食により生じる部材軸の変化や腐食前からあった初期たわみなどの幾何情報も含まれる。図2に部材軸方向の断面積をプロットした一例を示す。腐食の影響で断面積が高さ位置で複雑に変化している様子が分かる。

表1に試験体の断面形状、長さ  $L$ 、降伏強度  $\sigma_y$ 、腐食前断面の諸元（断面寸法、断面積  $A_0$ 、断面を構成する板要素の最大幅厚比パラメータ  $\lambda_{p0}$ ）、腐食後断面の諸元（最小

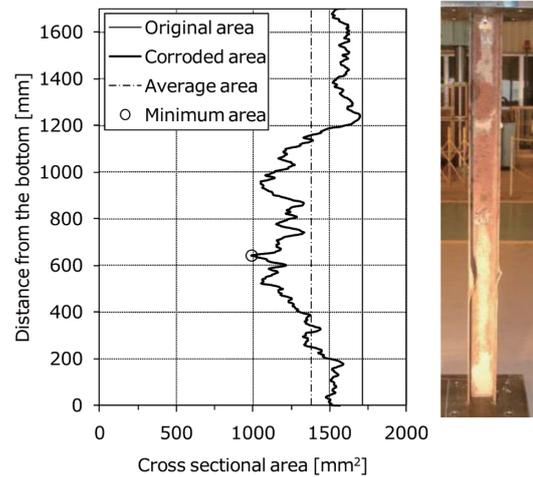


図2 部材軸方向の断面積分布例  
Example of cross sectional area distribution along member axis

断面積  $A_{\min}$  と平均断面積  $A_{ave}$ 、最大腐食率  $R_{\max}$  と平均腐食率  $R_{ave}$ 、孔食の寸法)を示す。ここで、腐食率とは腐食前の断面積  $A_0$  に対する腐食による欠損断面積の比で、下式で定義する。

$$R_{\max} = \frac{A_0 - A_{\min}}{A_0} \times 100 \quad (1a)$$

$$R_{ave} = \frac{A_0 - A_{ave}}{A_0} \times 100 \quad (1b)$$

式(1a)と式(1b)で定義した腐食率は、腐食の無い健全な試験体では0%となり、断面が完全喪失した試験体では100%となる。対象とした試験体は、最大腐食率  $R_{\max}$  で8%～74%、平均腐食率  $R_{ave}$  で6%～51%の領域にあり、腐食の程度が比較的広範囲に渡っている。

図3は、腐食率（平均ならびに最大）と断面積の変動係数C.O.V.との関係を試験体ごとにプロットしたものである。最大腐食率（□）と平均腐食率（▲）のいずれについても、それらの値が大きくなるほど断面積の変動係数も大きくなる傾向を示した。これは、腐食の程度が増すごとに部材軸方向における腐食状態が複雑化することを意味する。

### 3.2 腐食した鋼部材の中心軸圧縮試験

試験体の両端にプレートを溶接した上で、座屈長を明確にするために両端固定の境界条件で中心軸圧縮試験を行った（図4）。偏心の影響を小さくするために、プレート端面には機械加工を施し、一方の端面には試験機の載荷面と試験体のプレート間に薄くグラウトを打設し、固化させることによって密着した状態を確保している。荷重は変位制御で実施し、試験体両端のプレート間変位を基本として、0.05mmの変位ピッチで荷重を計測し、試験体が最大荷重に到達した後、その座屈変形が目視で十分に確認できる時点で荷重を終了した。なお、腐食によって表面凹凸が顕著な部材や複雑な面外変形を伴うケースがあったため、ひずみゲージの貼付や軸直角方向の変位計は設置していない。

表1 試験体の概要  
Outline of test specimens

Specimen name	Type of shape	Length [mm]	Yield strength [N/mm <sup>2</sup> ]	Data for original members						Data for corroded members				
				Section size [mm]				Cross-sectional area [mm <sup>2</sup> ]	Largest width-thickness ratio parameter	Cross sectional area [mm <sup>2</sup> ]		Ratio of area loss to original area [%]		Size of pit [mm]
				b <sub>1</sub>	b <sub>2</sub>	t <sub>w</sub>	t <sub>f</sub>			A <sub>0</sub>	λ <sub>p0</sub>	Minimum	Average	
C-1	Channel	1 700	307	125	65	6	8	1 711	0.51	876	1 207	49	29	17×56
C-2	Channel	1 700	307	125	65	6	8	1 711	0.51	970	1 286	43	25	19×23
C-3	Channel	1 700	307	125	65	6	8	1 711	0.51	991	1 382	42	19	8×6
C-4	Channel	1 700	307	125	65	6	8	1 711	0.51	845	1 423	51	17	7×8
C-5	Channel	1 700	307	125	65	6	8	1 711	0.51	861	1 315	50	23	11×18
C-6	Channel	1 700	307	125	65	6	8	1 711	0.51	452	844	74	51	418×95
C-7	Channel	1 700	307	125	65	6	8	1 711	0.51	1 014	1 364	41	20	32×11
C-8	Channel	1 700	307	125	65	6	8	1 711	0.51	872	1 194	49	30	31×31
C-9	Channel	1 700	307	125	65	6	8	1 711	0.51	903	1 366	47	20	12×27
C-10	Channel	1 700	307	125	65	6	8	1 711	0.51	468	1 127	73	34	95×76
L-1	Angle	800	325	50	50	-	4	389	0.80	167	237	57	39	32×8
L-2	Angle	800	325	50	50	-	4	389	0.80	187	269	52	31	435×11
L-3	Angle	800	304	50	50	-	6	564	0.52	489	507	13	10	no pit
L-4	Angle	800	304	50	50	-	6	564	0.52	496	514	12	9	no pit
L-5	Angle	800	304	50	50	-	6	564	0.52	231	427	59	24	no pit
L-6	Angle	250	304	50	50	-	6	564	0.52	166	298	71	47	38×43
L-7	Angle	1 000	304	50	50	-	6	564	0.52	440	497	22	12	no pit
L-8	Angle	900	338	65	65	-	6	753	0.71	549	628	27	17	no pit
L-9	Angle	500	327	65	65	-	6	753	0.70	662	676	12	10	no pit
L-10	Angle	500	327	65	65	-	6	753	0.70	655	678	13	10	no pit
L-11	Angle	500	311	75	75	-	9	1 269	0.52	837	1 068	34	16	no pit
L-12	Angle	750	303	75	75	-	9	1 269	0.52	1 110	1 189	13	6	no pit
L-13	Angle	750	303	75	75	-	9	1 269	0.52	689	876	46	31	32×16
L-14	Angle	750	303	75	75	-	9	1 269	0.52	1 134	1 168	11	8	no pit
L-15	Angle	750	303	75	75	-	9	1 269	0.52	802	941	37	26	no pit
L-16	Angle	750	303	75	75	-	9	1 269	0.52	1 167	1 191	8	6	no pit
L-17	Angle	750	303	75	75	-	9	1 269	0.52	722	836	43	34	no pit

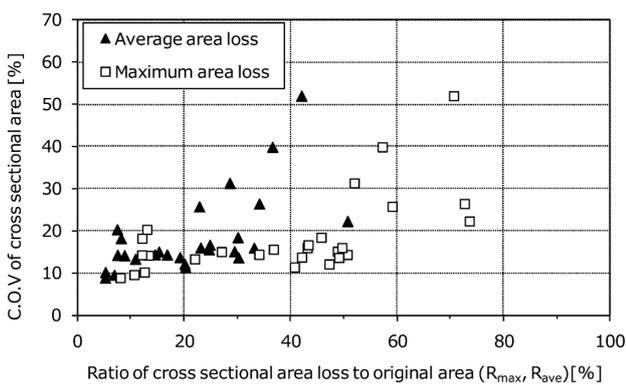


図3 腐食率と断面積の変動係数の関係

Relation between corrosion ratio and C.O.V of cross sectional area

表2に実験結果の一覧を示す。表中の  $P_{max}$  は実験で得られた最大荷重である。 $\sigma_{max}$  は  $P_{max}$  を部材の最小断面積  $A_{min}$  で除した最大耐力の応力度表示である ( $=P_{max}/A_{min}$ )。降伏強度で基準化した最大耐力  $\sigma_{max}/\sigma_y$  は 0.27 から 1.37 といっ

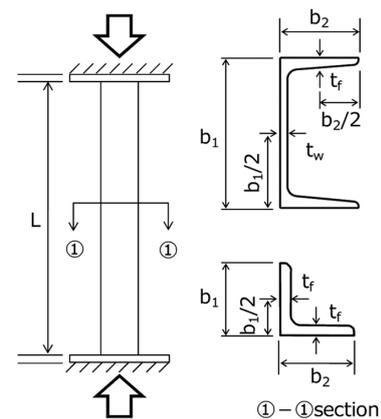


図4 試験体の荷重条件と試験体サイズの定義

Compression test schema and definition of specimen size

た広い範囲に分布している。 $\sigma_{max}/\sigma_y$  がおよそ 1 を上回った試験体は断面の降伏を伴ったケースである。

最大耐力発揮後に目視観察された変形状況及び  $\sigma_{max}/\sigma_y \approx 1$  を判断基準とした断面塑性化の有無から、試験体の終局

表2 試験結果の概要  
Outline of test result

Specimen name	Maximum strength		Observed failure mode	Slenderness ratio parameter
	$P_{max}$ [kN]	$\sigma_{max}/\sigma_y$		$\lambda_n$
C-1	204	0.71	Local-Global	0.50
C-2	240	0.75	Local-Global	0.53
C-3	278	0.85	Local-Global	0.56
C-4	209	0.75	Local-Global	0.50
C-5	162	0.57	Local-Global	0.47
C-6	47	0.32	—	0.53
C-7	305	0.91	Local-Global	0.49
C-8	172	0.64	Local-Global	0.84
C-9	260	0.87	Local-Global	0.51
C-10	109	0.71	Local-Global	0.51
L-1	31	0.56	Local-Global	0.46
L-2	17	0.27	—	0.45
L-3	150	0.96	Yield-Global	0.51
L-4	152	0.97	Global	0.51
L-5	81	1.11	Yield-Global	0.50
L-6	31	0.59	Local-Global	0.15
L-7	155	1.17	Yield-Global	0.64
L-8	191	1.03	Global	0.45
L-9	222	0.99	Global	0.25
L-10	231	1.04	Yield-Global	0.25
L-11	297	1.30	Yield-Global	0.20
L-12	368	1.21	Yield-Global	0.31
L-13	186	0.99	Local-Global	0.41
L-14	423	1.37	Yield-Global	0.32
L-15	237	1.08	Local-Global	0.37
L-16	402	1.26	Yield-Global	0.32
L-17	210	1.06	Local-Global	0.32

時のモードを以下の4つに分類して表2に示した。すなわち、1) 断面降伏後に全体座屈するモード (Yield-Global), 2) 断面降伏前に全体座屈するモード (Global), 3) 局部座屈後に全体座屈が連成するモード (Local-Global), 4) 局部座屈のみにより終局に至るモード (Local) である。これらの代表的な終局モードと荷重 - 変位関係を図5に示す。なお、全体座屈にはねじり変形を伴うケースと曲げが支配的なケースがあったが、観察されたねじれ変形が曲げねじれ座屈によるものか、局部的な腐食による部材軸方向の主軸回転に伴う曲げ変形なのかが試験結果からは明確ではなかったため、まとめて全体座屈として取扱っている。

図6には最大耐力  $P_{max}$  と平均断面積  $A_{ave}$  ならびに最小断面積  $A_{min}$  との関係を示す。最大耐力と平均断面積の相関は小さいが (相関係数 0.72), 最大耐力と最小断面積はほぼ比例関係にあり, 相関が顕著に高いことが分かる (相関係数 0.94)。このような傾向は引張力を受ける腐食部材で見られるが, 圧縮材でも同様に, その最大耐力は最弱部の腐食性状 (最小断面積) に支配されることを示す重要な知見である。

### 3.3 腐食部材の3次元形状を反映した FEM 解析

腐食部材の中心軸圧縮試験結果から、複数のモードが存在することや最小断面積と最大耐力に一定の関係があることなどが把握できたが、最大耐力に至るまでの挙動、とりわけ最大耐力を決定したメカニズムは十分に理解できていない。ここでは、3次元計測から得た幾何情報を反映した

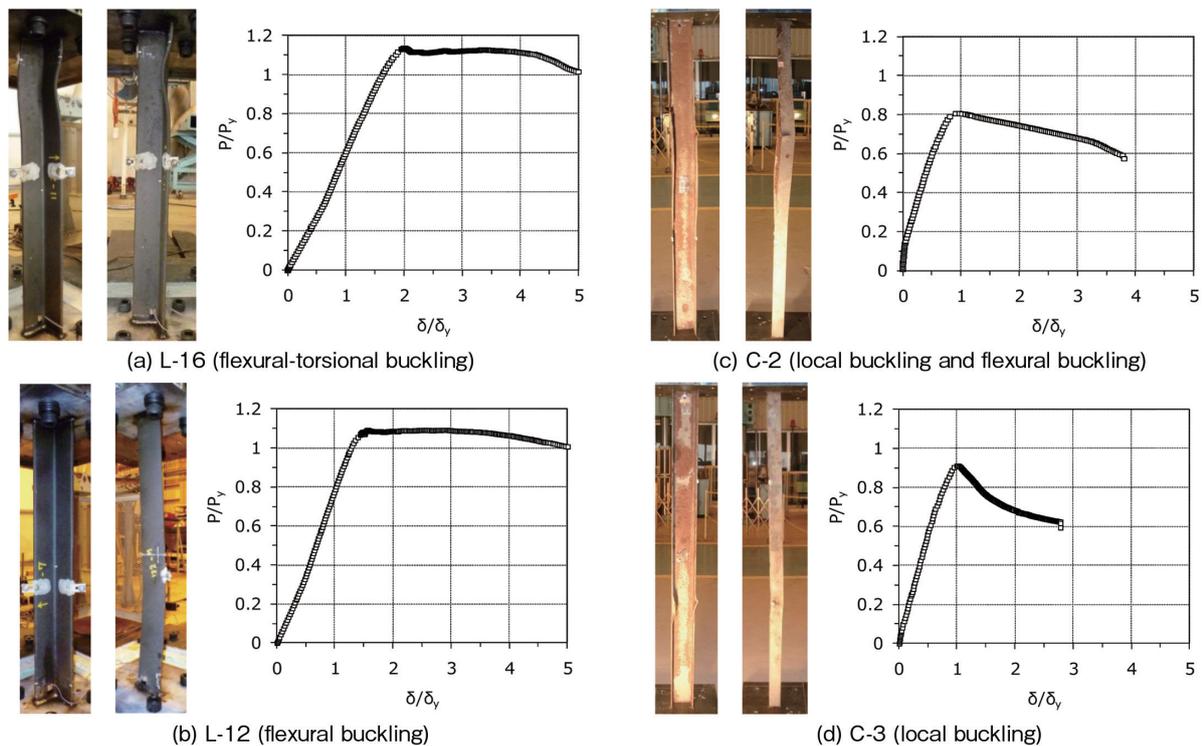


図5 代表的な終局モードと荷重 - 変位関係  
Examples of photos after loading tests and load-displacement curve

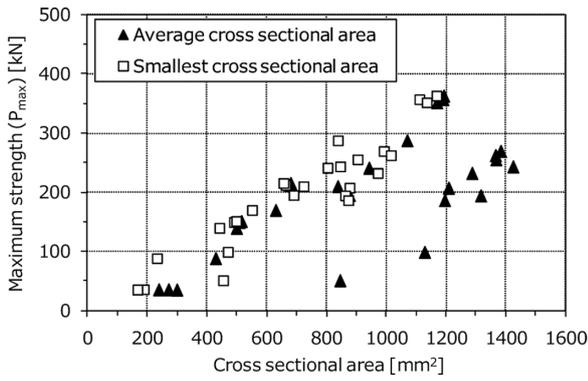


図6 最大耐力  $P_{max}$  と腐食後断面積との関係  
Relationship between maximum strength and cross sectional area

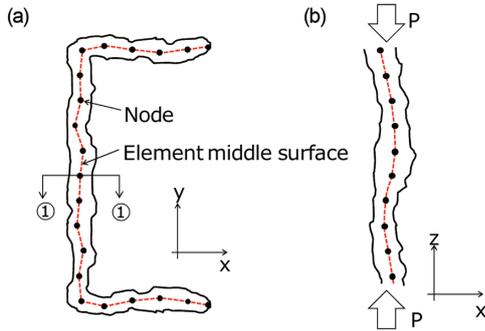


図7 シェル要素によるモデル化のイメージ  
(a) 部材軸直角方向断面図 (b) ①-①断面図  
Outline of FEM modeling

(a) Cross section along member axis (b) ①-① section

FEM 解析モデルを作成し、腐食部材の最大耐力に至るまでの挙動、特に最大耐力を支配した座屈モードに焦点を当てた考察を試みた。

本検討で対象とした試験体は、腐食の程度が大きく、孔食も発生していることから、減肉部での局所的な変形や耐力に影響を及ぼす孔食そのものを再現する必要がある。そこで、試験体で確認された孔食の最小サイズ (6mm) と計算量とのバランスを考慮しながらいくつかの試行的な検討を経て、2mm×2mm サイズのシェル要素でモデル化することとした。要素の板厚は、各要素内で計測された板厚データを平均化して一定値として与えた。また、孔周辺のひずみ集中に伴う局所的な塑性化の影響を考慮するために、引張試験結果から計算した真応力-真ひずみ関係を適用した。図7に腐食減肉した部材のモデル化の状況を模式的に示す。

ここでは、全ての試験体を対象として2種類の解析を行った。第1の解析ケースは実験の再現解析であり、前述の実験と同じ条件を考慮したものである。第2の解析ケースは座屈モードを判定するためのものであり、第1のケースに対して全体座屈が生じないように部材軸直角方向の変位を追加拘束した解析である。第2のケースの耐力が第1

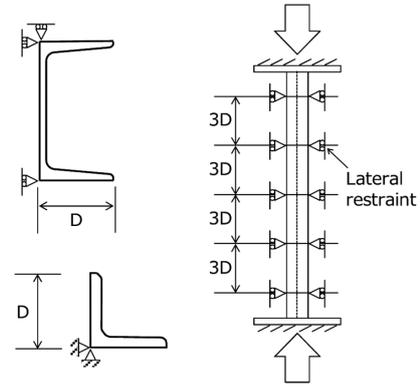


図8 全体座屈を拘束した解析の拘束条件  
Boundary condition in case that global buckling is restrained

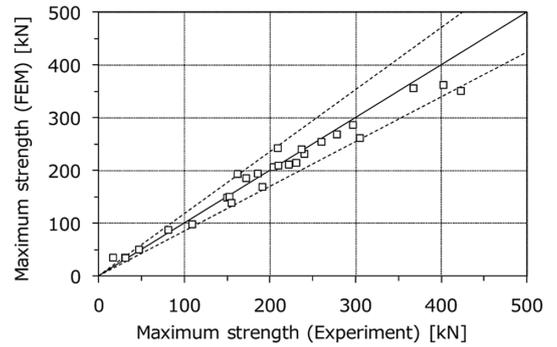


図9 実験と FEM 解析の最大耐力の比較  
Comparison of maximum strength of experiment and FEM analysis

のケースのそれよりも十分大きければ、全体座屈が耐力を支配したことを意味し、第1と第2のケースの耐力が大きく変わらない場合には、局部座屈あるいは断面の塑性化が耐力を支配したことを示す。第2のケースで導入した拘束条件を図8に示す。局部座屈の発生に影響を及ぼさないように、板要素の最小幅の3倍間隔で板要素と板要素の接合点において部材軸直角方向の変位を拘束した。

### 3.4 試験結果と解析結果の比較と座屈モード

図9は試験結果と解析結果の対応関係を図化したものである。ほとんどの解析結果は15%以内の誤差(図9中の破線内)に収まっており、対象部材の腐食状況の複雑さを考慮すれば、FEM 解析は試験結果を良好に再現していると言える。また、FEM 解析では残留応力を考慮していないが、その影響度は細長比などにより変化する可能性がある。腐食部材の残留応力の分布や大きさについても情報がほとんどないため、残留応力とそれが及ぼす座屈挙動への影響については今後の課題の一つである。なお、試験体 L-2 や C-6 は、山形鋼や溝形鋼の角部が部材長手方向に沿って破孔し、部材を構成する板材が分離するような座屈とは異なる挙動を示したため、以降の検討では対象外としている。

また、解析モデルのいずれかの節点において、板要素の表裏の平均ひずみ  $\epsilon_{ave}$  に対するひずみ差  $\Delta\epsilon$  の比率が1以

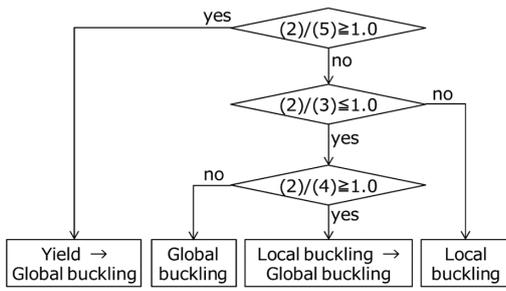


図10 座屈モードの判定フロー  
Judgment for buckling mode

上となる点 ( $\Delta\varepsilon/\varepsilon_{ave} \geq 1$ ) を局部座屈荷重として定義した。図10に座屈モードの判定フローを示す。まず、拘束無しの場合の解析結果の最大耐力が降伏荷重を超えた場合は“断面降伏 (Yield-Global)”とした。次に、変位拘束の有無による耐力比が1より小さいケースの内、拘束無しの最大耐力が局部座屈荷重を超えているものを“局部座屈と全体座屈の連成 (Local-Global)”とし、それ以外のものを“全体座屈 (Global)”と見なすこととした。また、いずれにも当てはまらないケースを“局部座屈 (Local)”とした。分析の結果、断面降伏 (Yield-Global) は8ケース、全体座屈 (Global) は3ケース、局部座屈と全体座屈の連成 (Local-Global) は14ケースが確認され、局部座屈 (Local) のみに支配されるケースは無かった。以下に各パターンの特徴を概説する。

断面降伏を伴うパターンの最大腐食率は、一部の特異な試験体を除けば、11%～22%の範囲にあり、腐食の程度はマイルドである。本パターンは、部材を構成する板要素が比較的健全であるため、局部座屈や局部変形が抑制され、断面降伏による塑性化が先行した点に特徴がある。最大荷重に至るまでに局部座屈も発生せず、最大荷重到達以降は、断面の塑性化と同時に全体座屈 (曲げ座屈) が発生し、荷重の低下を示した。

全体座屈のみを生じるパターンの最大腐食率は12%～27%である。最大耐力まで局部座屈も発生せず、荷重の増加に伴う軸方向変位がほぼ線形的に変化し、全体座屈によって最大耐力に達した後は緩やかな荷重低下を示す。

局部座屈後に全体座屈するパターンの最大腐食率は3パターン中最も大きな37%～73%の範囲にある。荷重の増大とともに腐食率が最も大きい左フランジで局部座屈が発生し、引き続き、右フランジとウェブでの局部座屈が生じた。一方、このパターンでは各板要素で生じた局部座屈が最大荷重の直接的な決定要因にはなっておらず、最終的には全体座屈 (曲げ座屈) により最大耐力が決定した。これは、板厚が不均一な腐食部材においても、薄板鋼部材と同様に、局所的な塑性化に伴って負担できなくなった応力が、同一断面内の比較的健全な部分へ再配分されたためと推察される。

### 3.5 腐食した部材の耐力評価式の提案

座屈モードの分析では局部座屈と全体座屈の連成したケースが最も多いことが認められた。ここでは、全体座屈に対する耐力評価式として知られる Johnson 放物線式を基本として、どこまで耐力評価が可能であるのか、また如何なる補正により評価精度をアップできるのかといった観点から検討を進めた。腐食部材の断面は部材軸方向に変化しているため、どの部分の断面特性で耐力を評価すべきなのかという問題が残るが、ここでは、図6において最大耐力との強い相関が認められた最小断面位置の断面定数を用いて、次式にて腐食部材の耐力評価を試みる。

$$P_{cr} = A_{\min} \cdot \sigma_{cr} \quad (2a)$$

$$\sigma_{cr} = \begin{cases} (1 - 0.24\lambda_n^2) \cdot \sigma_y & (\lambda_n < 1.3) \\ \frac{1}{\lambda_n^2} \cdot \sigma_y & (\lambda_n \geq 1.3) \end{cases} \quad (2b)$$

ここで、 $P_{cr}$ : 全体座屈耐力 (N),  $A_{\min}$ : 最小断面積 ( $\text{mm}^2$ ),  $\sigma_{cr}$ : 全体座屈強度 ( $\text{N/mm}^2$ ),  $\lambda_n$ : 細長比パラメータであり、図6で観察された最小断面との相関を考慮して下式で定める。

$$\lambda_n = \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \frac{L_k}{i_m} \quad (2c)$$

ここで、 $\sigma_y$ : 降伏強度 ( $\text{N/mm}^2$ ),  $E$ : ヤング率 ( $\text{N/mm}^2$ ),  $L_k$ : 有効座屈長 (mm),  $i_m$ : 最小断面積位置における弱軸周り断面二次半径 (mm) である。 $i_m$  は最小断面積  $A_{\min}$  と弱軸周り断面二次モーメント  $I_{\min}$  より定める。

$$i_m = \sqrt{\frac{I_{\min}}{A_{\min}}} \quad (2d)$$

全試験体に対する実験値と耐力評価式 (2a) の比  $P_{\max}/P_{cr}$  と最大腐食率  $R_{\max}$  の関係を図11に示す。Johnson 放物線式を適用した評価式は塑性座屈領域における耐力上昇が考慮されないため、最大腐食率が約40%以下の範囲で耐力計算値  $P_{cr}$  は実験値  $P_{\max}$  に対して安全側 ( $P_{\max}/P_{cr} > 1$ ) の精度を持つ。逆に、40%以上では急激に評価精度が低下し、非安全側の評価を与える。これは、最大腐食率の増大に伴って局部座屈の発生が顕著となり、全体座屈強度の予測式である Johnson 放物線式の適用範囲を超えることに起因する。

図11の縦軸  $P_{\max}/P_{cr}$  は最大腐食率の増大とともに徐々に小さくなる傾向を示しているため、最大腐食率  $R_{\max}$  を変数とした補正係数  $\alpha$  の提案を試みる。 $\alpha$  の評価には、鋼材の破壊靱性の遷移温度曲線として使われる式を適用した。

$$P_{cr}' = \alpha \cdot P_{cr} = \alpha \cdot A_{\min} \cdot \sigma_{cr} \quad (3a)$$

$$\alpha' = \frac{6.6}{\exp\{0.058(R_{\max} - 40)\} + 5.7} \quad (3b)$$

ここで、 $\alpha$  は遷移温度曲線を用いて最小二乗法によって求めた  $P_{\max}/P_{cr}'$  の近似式であり、 $R_{\max}$  は最大腐食率 (%) である。図11の実線が近似式 (3b) であり、概ねプロットの傾向を捉えている。なお、式 (3b) は最小二乗法によって提案したため、かなりのケースで非安全側な評価を与える傾向

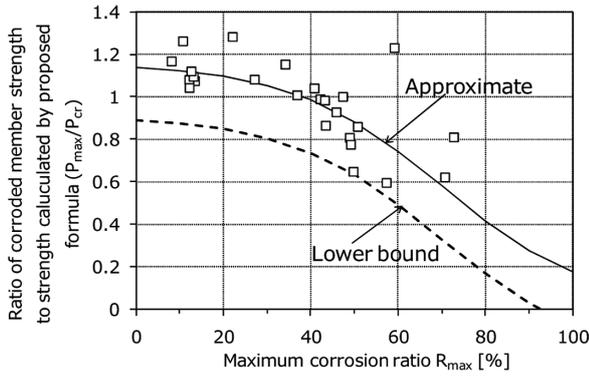


図 11 補正前の残存耐力比と最大腐食率との関係  
Relationship between  $P_{max}/P_{cr}$  and  $R_{max}$

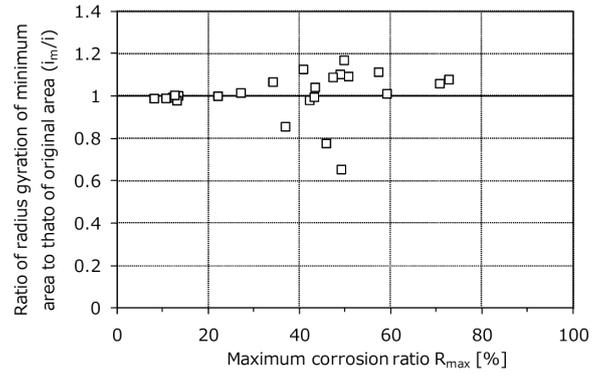


図 13 最小断面と健全断面の弱軸周り断面二次半径比と最大腐食率との関係  
Relationship between  $i_m/i$  and  $R_{max}$

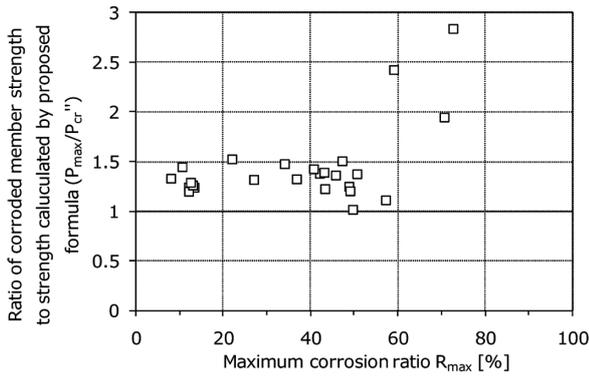


図 12 補正後の残存耐力比と最大腐食率との関係  
Relationship between  $P_{max}/P_{cr}''$  and  $R_{max}$

がある。そこで、実務での利用を考慮して、 $\alpha$ を若干改定した下式を考えてみる。

$$P_{cr}'' = \alpha' \cdot P_{cr} = \alpha' \cdot A_{min} \cdot \sigma_{cr} \quad (4a)$$

$$\alpha' = \frac{6.6}{\exp\{0.058(R_{max} - 40)\} + 5.7} - 0.25 \quad (4b)$$

上記の式をベースとした  $P_{max}/P_{cr}''$  と  $R_{max}$  との関係を図 12 に示す。提案式 (4a) によって実験値の下限値相当を評価することができており、安全側の耐力評価式として利用することが可能である。

一方で、上述した耐力評価式では、最小断面位置の断面特性に基づいて断面二次半径  $i_m$  を求めることが必要となるが、複雑な幾何形状ゆえに断面二次モーメント  $I_{min}$  の算出は面倒である。ここで、図 13 は最小断面での  $i_m$  と健全断面の  $i$  の比  $i_m/i$  と最大腐食率  $R_{max}$  との関係を示したものである。最大腐食率が 40% 程度超えると、 $i_m/i$  の値が 1 を大きく下回るケースがいくつか見られるが、最大腐食率が 40% 程度以下の範囲では、 $i_m$  の代わりに  $i$  を適用可能と考えられる。すなわち、一部過度に安全側な評価を与えるケースがあるものの、式 (4a) の  $\sigma_{cr}$  に代えて腐食前の健全部材の全体座屈強度  $\sigma_{cr0}$  を適用した下式 ( $P_{cra}$ ) で、実用的には十分な精度で最大耐力を推定できることを意味する。

$$P_{cra} = \alpha' \cdot A_{min} \cdot \sigma_{cr0} \quad (5)$$

健全部材の全体座屈強度  $\sigma_{cr0}$  は構造物の設計情報として

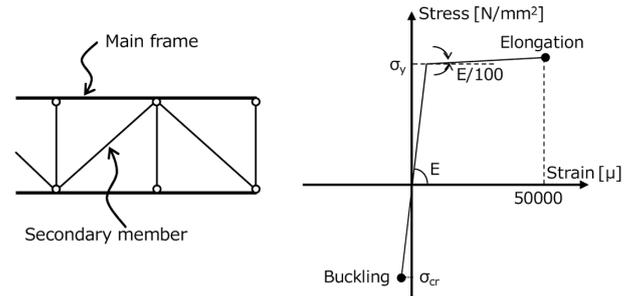


図 14 フレームモデルのモデル化手法と鋼部材の構成則  
Modeling scheme and backbone curve for steel member

既知であることから、腐食部材の最小断面積  $A_{min}$  さえ分かれば、その最大耐力を簡便に推定できることになる。なお、提案式 (5) は本試験結果のみに基づいた評価式であるため、データ蓄積による適用範囲の拡大ならびに精度向上は今後の課題である。

#### 4. ベルトコンベア架構の余耐力と健全性評価

##### 4.1 モデル化の考え方

全体構造系として余耐力を評価しなければならないのは、同じ劣化度の部材でも位置によって余耐力に及ぼす影響度が大きく異なるためである。供用中の腐食劣化したベルトコンベア架構は長期荷重（死荷重などの鉛直荷重）には耐えているため、余耐力を評価するためには短期荷重（風荷重、地震荷重などの水平荷重）に対する抵抗力の評価が重要となる。そこで、実務で利用できる汎用性の高い評価法を目指し、一般的な設計で使用されるフレームモデルを基本とすることとした。図 14 にモデルの概要を示す。全ての部材を梁要素でモデル化し、部材端部の結合については、上弦材や下弦材などの主部材は連続（剛結）、斜材や束材などの二次部材はピン結合と見なす。このとき、実際の計測データに基づいて定めた断面諸元を用いて、引張応力下では破断現象を、圧縮応力下では座屈現象を考慮した解析を行う（図 14）。

#### 4.2 解析方法

水平荷重（短期荷重）が作用する全体構造モデルを対象に、荷重の分布形状を保ったまま荷重値を漸増させて崩壊状態を求める、いわゆるプッシュオーバー解析によって余耐力（＝構造崩壊時の最大荷重）を評価する。プッシュオーバー解析の途中で、部材の引張ひずみが破断ひずみ（ここでは5%と設定）を超えた場合（破断発生）、あるいは部材に作用する圧縮応力が座屈応力 $\sigma_{cr}$ に達した場合（座屈発生）には、一旦解析を中断した上で構造モデルから当該部材を取り除いて新たなつり合い状態を再計算し、その状態から続けてプッシュオーバー解析を実施する。このようなプロセスを繰り返すことにより、部材破断と座屈を考慮した全体構造の崩壊挙動を求めることとした。

#### 4.3 全体構造系の余耐力とクリティカル部材

図15に解析したモデルを示す。モデル1は健全な状態、モデル2は下面構のみ30%減肉した状態、そしてモデル3は30%減肉した下面構を端部のみに残した状態である。モデル2とモデル3は、架構の下面構の腐食が極端に激しいという現地調査結果に基づいて導入したものである。図16に解析結果を示す。当然、健全なモデル1の余耐力が最も大きい、モデル3は部材が少ないにもかかわらず、モデル2の余耐力とほとんど変わっていないことが分かる。この結果は、水平荷重に対する余耐力を決定づける部材はスパン端部付近の下面材となることを意味する。図15及び図16の解析モデル3の解析結果から、スパン端部付近の下面材以外は余耐力への寄与が小さいことが分かる。

ここでは詳細は割愛するが、別途複数の腐食パターンを持つ全体構造の崩壊荷重を検討した結果、スパン端部の下面材の座屈またはスパン中央の下弦材の破断が崩壊を導く

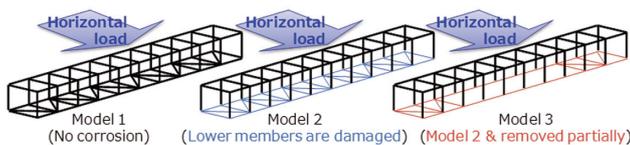


図15 フレーム解析モデル  
Frame analysis model

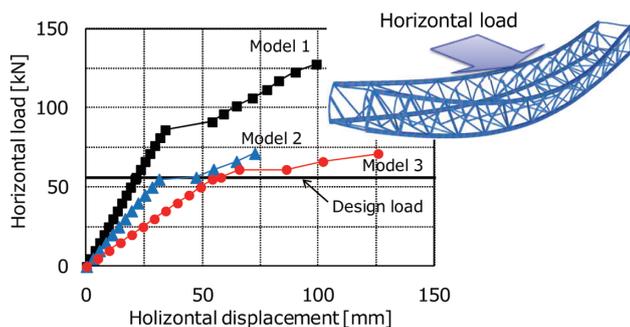


図16 全体構造系解析結果  
Horizontal load - displacement curve by frame analysis

主要因となることが認められた。つまり、一般的なベルトコンベア架構においては、スパン端部付近の下面材及びスパン中央付近の下弦材が余耐力を確保する上で重要な部材（クリティカル部材）となる。維持管理という観点からは、それらの部材を集中的に管理することによって効果的な崩壊抑制が可能となると考えられる。

#### 4.4 全体構造系の健全性評価

全体構造モデルで余耐力を計算できたとしても、水平荷重（短期荷重）は自然現象の結果であり、その最大値は常に変動するため、崩壊に対するリスクを示したことにはならない。外力は確率事象として表現できることを基本に、崩壊のリスクを定量化する方法について考察してみる。

構造物に作用する水平荷重には風荷重や地震荷重が挙げられるが、産業用のベルトコンベア架構においては、比較的高所にあること、トラス構造のために重量に対して受風面積が多いこと、ならびに基本風速の比較的高い海浜地域に近接していることなどから、設計においては風荷重が支配的になることが多い。そこで、ここでは風荷重に対するリスク評価を検討する。

最大風荷重の再現期間 $T$ （年）は建築物荷重指針・同解説により式(6)で表される。

$$T = \exp\left(\frac{k_{Rw} + 2.9\lambda_U - 3.9}{0.63(\lambda_U - 1)}\right) \quad (6)$$

ここで、 $k_{Rw}$ は再現期間換算係数であり、設計風荷重 $P_d$ に対する解析で得られた最大荷重 $P_u$ の平方根（ $(P_u/P_d)^{1/2}$ ）となる。 $\lambda_U$ は建設地の地理的位置に応じて定まる係数であり、当該地域での基本風速 $U_0$ に対する地上10mにおける10分間平均風速の再現期間500年に相当する値 $U_{500}$ の比（ $U_{500}/U_0$ ）である。設計風荷重 $P_d$ を求めるための設計風速 $U_d$ は再現期間100年に対して定められているため、設計で要求される基本性能に対する健全度 $S$ は以下で表すことが可能である。

$$S = T/100 \quad (7)$$

式(7)によれば、最大荷重 $P_u$ が設計風荷重 $P_d$ と同じ場合には $T=100$ 年となり、健全度は $S=1.0$ となる。図17は、式(6)と式(7)から求められる健全性曲線と、モデル3の健

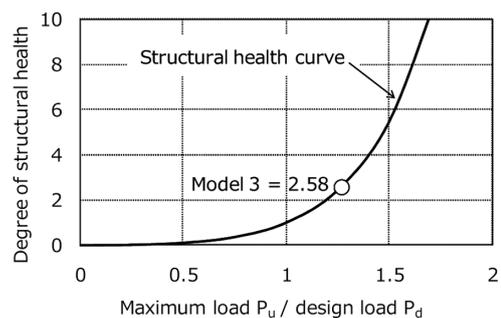


図17 健全性と最大耐力比の関係  
Relationship between degree of structural health and  $P_u/P_d$

全性評価結果を一例としてプロットしたものである。腐食劣化に伴って最大荷重が低下すると（横軸が小さくなる）、健全度が指数関数的に減少する（縦軸が小さくなる）ことが分かる。これは、余耐力の減少に伴う崩壊のリスクは、余耐力の変化の程度以上に大きくなることを意味する。そのため、特に全体構造系の余耐力への寄与度が大きく、加えて腐食の程度も大きな部材は、定期的な診断に加え、日常的にモニタリングを実施することが極めて重要と言える。

以上、直接的な腐食量調査に基づくベルトコンベア架構全体系の健全性評価手法を提案した。一方で、劣化度を正確に把握するためには、限られた時間で複数の部材に直接アクセスして残存板厚を計測しなければならない。また、高所作業が発生する場合には、時間的な制約や足場の設置コストが大きな負担となるため、クリティカル部材の劣化度だけでも地上から一次評価できれば、劣化調査における飛躍的な作業効率化とコストダウンが期待される。今後は、設備管理者や実務者との連携を通じて、遠隔・非接触による劣化調査技術の適用も視野に入れた、より実用的な方法への改良が課題である。

## 5. おわりに

本報で紹介した全体構造系を対象とした健全性評価技術により、従来は取替えと判断された部材でも継続使用できる可能性が生じ、逆に軽微な劣化でも構造的には危険であるといった状況をより定量的に判断することができる。すなわち、設備の健全度（崩壊リスク）や保全対応の優先順位を明確化することができ、最適な維持管理計画の一助

となる情報を提供することが可能となる。将来的には腐食量や部材位置などの要素情報だけで全体構造系の余耐力を把握可能な健全性評価技術を作り上げるとともに、点検技術、補修技術、ならびに劣化予測といった維持管理の高度化に資する技術を体系的に確立させ、当該分野を取り巻く各種課題の解決に貢献していきたいと考える。

## 参考文献

- 1) 土木学会：腐食した鋼構造物の耐久性照査マニュアル。2009.3, p.1-226
- 2) 土木学会：座屈設計ガイドライン。2005.10, p.55-66, 81-104, 149-186
- 3) 日本建築学会：鋼構造座屈設計指針。2000.2, p.16-64, 197-230
- 4) 日本建築学会：建築物荷重指針・同解説。2015, p.12-20
- 5) 日本鉄鋼連盟：薄板軽量形鋼造建築物設計の手引き。2008.4, p.60-95
- 6) 久積和正 ほか：腐食した溝形鋼および山形鋼の圧縮挙動に関する一考察。第69回土木学会年次学術講演会，大阪，2014, I-609
- 7) Hisazumi, K. et al.: Axial compressive strength of severely corroded channel and angle members used in truss structures. 7th European Conference on Steel and Composite Structures, EUROSTEEL 2014, Naples, Italy, Vol.A 2014, p.393-398
- 8) 日本溶接協会：溶接継手のぜい性破壊発生及び疲労き裂進展に対する欠陥の評価方法 WES 2808。2003.1, p.266
- 9) 山本豊樹 ほか：新日鉄住金技報。(402), 2-9 (2015)



久積和正 Kazumasa HISAZUMI  
鉄鋼研究所 鋼構造研究部 主任研究員  
千葉県富津市新富20-1 〒293-8511



富永知徳 Tomonori TOMINAGA  
鉄鋼研究所 鋼構造研究部 主幹研究員  
博士(工学)



菅野良一 Ryoichi KANNO  
技術開発本部 フェロー Ph.D.



四阿佳昭 Yoshiaki SHIBA  
設備・保全技術センター  
機械技術部 機械保全技術室長