

# 博 士 論 文

中心軸圧縮力を受ける腐食した溝形鋼および山形鋼  
の座屈挙動と耐力評価

Buckling behavior and strength evaluation of corroded steel  
channel and angle shapes under compressive force

金沢大学大学院自然科学研究科

環境デザイン学専攻

学 生 番 号 1724052007

氏 名 久積 和正

主任指導教員名 菅野 良一

提 出 年 月 2019 年 1 月

## 中心軸圧縮力を受ける腐食した溝形鋼および山形鋼 の座屈挙動と耐力評価

### 目次

#### 第1章 序論

1.1 背景と目的 .....	1
1.1.1 背景 .....	1
1.1.2 目的 .....	3
1.2 腐食部材に関連する既往の研究 .....	4
1.2.1 残存耐力評価に関する研究 .....	4
1.2.2 残存板厚および残存断面積の推定に関する研究 .....	6
1.2.3 振動特性を利用した劣化度評価に関する研究 .....	6
1.3 論文の構成 .....	7
参考文献 .....	8

#### 第2章 研究対象とした腐食部材の特徴

2.1 概説 .....	11
2.2 ベルトコンベア鋼製架構の腐食劣化メカニズム .....	11
2.3 自然腐食した鋼部材の腐食分析 .....	13
2.3.1 分析方法 .....	13
2.3.2 試験体の緒元と主な特性値 .....	14
2.3.3 試験体の断面特性の分析 .....	18
2.4 まとめ .....	23
参考文献 .....	24
付録 .....	26
付 2.1 部材軸方向における板厚および断面積の分布 .....	26
付 2.2 断面積の相対度数分布 .....	34

#### 第3章 腐食部材の圧縮試験を通じた座屈挙動分析と全体座屈耐力評価

3.1 概説 .....	37
3.2 腐食した溝形鋼および山形鋼の中心軸圧縮試験 .....	37
3.2.1 実験方法 .....	37
3.2.2 実験結果 .....	38
3.3 FEMによる再現解析 .....	41
3.3.1 FEMモデルの概要 .....	42

3.3.2	解析結果	43
3.4	座屈モードの分析	45
3.4.1	解析ケース	45
3.4.2	座屈モードの判定	46
	(1) 断面降伏を伴うパターン	48
	(2) 全体座屈のみを生じるパターン	48
	(3) 局部座屈後に全体座屈するパターン	48
3.4.3	実験観察と FEM 解析によるモードの相違	50
3.5	腐食した溝形鋼および山形鋼の全体座屈耐力式の提案	50
3.6	まとめ	55
	参考文献	56
	付録	57
	付 3.1 実験結果一覧	57

#### 第 4 章 腐食部材の形状再現解析による局部座屈挙動分析と連成座屈耐力評価

4.1	概説	65
4.2	FEM 解析による腐食部材の局部座屈挙動分析	66
4.2.1	解析対象	66
4.2.2	解析モデル	68
4.2.3	解析結果	68
4.3	有効幅理論に基づく腐食した局部座屈耐力評価	73
4.4	連成座屈を考慮した腐食した溝形鋼および山形鋼の座屈耐力算定式	75
4.5	腐食部材の有効断面積の最小値の算定	77
4.6	まとめ	82
	参考文献	83
	付録	85
	付 4.1 全解析ケースにおける荷重( $P/P_y$ )と変位( $\delta/\delta_y$ )の関係	85
	付 4.2 幅厚比パラメータの高さ方向分布	88

#### 第 5 章 腐食分布の統計的分析に基づく最小断面積の簡易推定

5.1	概説	91
5.2	断面情報サンプリングによる最小断面積の簡易推定	92
5.2.1	検討部材の断面特性	92
5.2.2	評価方法	93
5.2.3	評価結果	94
5.3	遠隔振動計測を利用した振動特性変化に基づく最小断面の推定	99

5.3.1	最小断面積評価のための局部断面振動モードの概要	99
5.3.2	解析方法	101
5.3.3	解析結果	102
5.3.4	実験検証	104
5.3.5	実験結果	105
5.4	まとめ	106
	参考文献	107

## 第6章 腐食部材の座屈耐力算定フローの提案と耐力評価式の一般性検証

6.1	概説	109
6.2	腐食部材の座屈耐力算定フロー	110
6.3	パラメトリック解析による耐力評価式の一般性検討	111
6.3.1	検討の概要	111
6.3.2	解析モデルと解析ケース	111
6.3.3	解析結果と腐食領域の影響に関する考察	115
6.3.4	耐力評価式の適用性	116
6.4	まとめ	117

## 第7章 結論

7.1	中心軸圧縮力を受ける腐食した溝形鋼および山形鋼の座屈挙動と耐力評価のまとめ	118
7.2	今後の課題と展望	122

	謝辞	123
--	----	-----

## 第1章 序論

### 1.1 背景と目的

#### 1.1.1 背景

国内の建設投資は1992年度の84兆円を最盛期に、近年では50兆円規模にまで縮減している。また、リニア新幹線、首都圏における都市再開発、2020年東京五輪の関連施設に代表される2010年代の旺盛な建設需要は概ね終了を迎えており、総じて国内インフラの新設は概ね飽和する見込みである<sup>1)</sup>。このような中、長年にわたる供用に伴ってインフラの老朽化が顕在化してきており、2007年の木曾川大橋の鋼トラス橋の斜材破断や2012年の笹子トンネルの天井板崩落事故などの腐食・劣化に起因する深刻な問題が発生している。海外に目を向けると、2007年には、米国ミネソタ州I-35W橋でもガセット部の損傷が原因と推定された落橋事故<sup>2)</sup>によって多くの犠牲者が出た例もある。昨今の極大地震や集中豪雨をはじめとする激甚災害の増加傾向を踏まえると、老朽化が進むインフラの機能維持に対する潜在的リスクが高まっており、国民生活や民間事業への影響が危惧される状況にある。

図1.1に示す国土交通省の推計<sup>1)</sup>によれば、今後20年以内に寿命の目安とされる建設後50年を経過する道路、橋梁、トンネルなどのインフラが加速度的に増加する。その結果、維持管理および更新にこのまま支出を継続すると、2037年には維持管理費および更新費が現状の建設投資総額を上回る試算となり、国民生活の発展の基盤となる交通網の整備すらも大幅に滞る事態に陥る可能性が高い。そのため、急速に老朽化していくインフラの延命を中心とした長寿命化に資する維持管理関連技術に注目が集まっており、その重要性は今後ますます高まっていくと予想される。このような老朽化リスクを軽減するために、国土交通省は2013年を「社会資本メンテナンス元年」として位置づけ、国土強靱化基本法によって、2014年には長さ2m以上の橋梁とすべてのトンネルに対して5年に1回の点検を義務化した。さらに、内閣府が中心となって戦略的イノベーション創造プログラム(SIP)が創設され、インフラの維持管理に関する新技術創出とその社会実装を目指した研究開発活動がスタートした<sup>3),4)</sup>。このように、産官学が一体となってインフラの老朽化対応を検討する状況になったものの、その活動は緒に就いたばかりである。

構造物の老朽化問題については、橋梁などの公共インフラに注目が集まることが多いが、写真1.1に示すような高度経済成長期に建設されたベルトコンベア鋼製架構や鉄塔構造物に代表される産業インフラも例外ではなく、腐食により鋼構造物が突然崩壊するという事故も報告されている<sup>5)</sup>。これは、産業インフラの多くが鋼構造物であり、また海浜地域の腐食環境下に晒される形で設置されるために腐食の進行が早いこと、設備操業により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。このような老朽化に伴う事故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に留まらず、日本を支える「ものづくり力」

への信頼性の面でも国内外における深刻な懸念を招くことになる。腐食劣化に伴うリスクを最小限に抑えるためには、設備管理者は構造物の健全性を正しく把握することが維持管理上の重要な課題となっている。

一般的な維持管理で必要となる技術と構造物の健全性との関係を示した概念図を図1.2に示す。維持管理では、構造物に生じた変状やその原因を点検によつて的確に把握し、対象物の現有性能や健全性を定量的に評価することで、補修・補強ならびに更新の必要性の判断や具体的な対応策などの検討が可能となる。さらに将来の劣化予測や異常事態のモニタリングなどを実施することにより、不慮の設備事故を未然に防ぐと共に、操業損失のミニマム化や設備の長寿命化を実現することができる。このような維持管理プロセスの中でも、最も重要となる作業は健全性評価であるが、その多くは目視検査という極めてプリミティブな手段により行われているのが実態である。産業インフラにおける健全性評価の典型的な例として、塗膜や部材の腐食劣化の程度を図1.3に示すような評価基準<sup>6)</sup>と照らし合せながら目視評価し、構造物の重要度を加味した上で総合的に健全度を判定する方法がある。この方法は部材レベルにおける表面状態を一定の基準に基づいて評価しているものの、主観的かつ定性的な要素が強く、その評価結果のみでは鋼構造物の残存性能を定量的に把握することはできない。よつて、最適な維持管理計画の策定を目指す現場からは、より客観的かつ定量的な評価方法を望む声強いのが現状である。

本論文は、このような背景より取り組まれたものであり、インフラの中でも検討例の少ない産業インフラに焦点を当てて、腐食した鋼構造物の健全性の評価法について検討を行うものである。

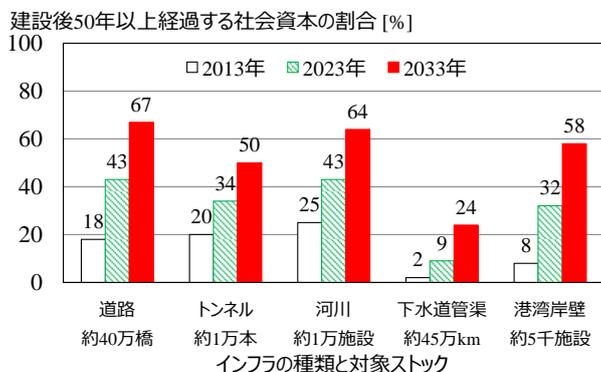


図 1.1 建設後 50 年を経過する社会資本の割合 (出展:国土交通白書 2016)



写真 1.1 ベルトコンベア鋼製架構

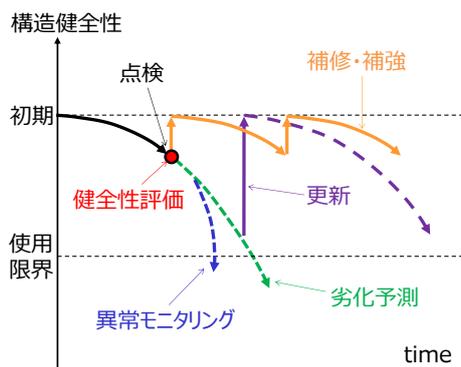


図 1.2 一般的な維持管理で必要となる技術の概念図

評価点 (RN)	発錆状態		JIS K 5600-8-3 錆の等級(錆の面積%)
	発錆面積 (%)	外観状態	
0	$X < 0.05$	錆が認められず、塗膜は健全な状態	Ri1 (0.05%)
1	$0.05 \leq X < 0.5$	錆が僅かに認められるが、塗膜は防食機能を維持している状態	Ri2 (0.5%)
2	$0.5 \leq X < 8.0$	錆が顕在化し、塗膜は一部防食機能が損なわれている状態	Ri3, Ri4 (1.0%, 8.0%)
3	$8.0 \leq X$	錆が進行し、塗膜は防食機能が失われている状態	Ri4 以上 (8.0%)

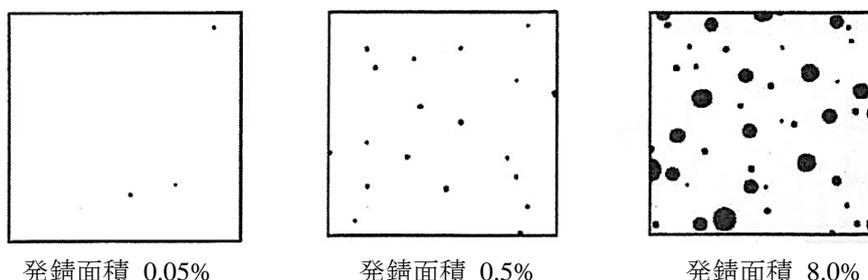


図 1.3 塗膜劣化の評価基準例

### 1.1.2 目的

産業インフラとして長期間供用されたベルトコンベア鋼製架構から直接切り出された形鋼部材を対象として、健全性評価で基本となる部材耐力、特に部材形状が大きな影響を及ぼす圧縮挙動に着目した実験ならびに数値解析を通じた研究により、腐食部材の座屈耐力評価法を提案することを目的とする。本研究では、軽微な腐食から孔食などの著しい断面欠損を持つような、自然腐食によって複雑に形状変化した合計 27 体の熱間圧延鋼部材(溝形鋼 10 体, 山形鋼 17 体)を調査対象としている点に特徴がある。それら鋼部材の座屈挙動を中心軸圧縮試験によって把握すると共に、腐食した表面形状を計測して得られた幾何情報を反映した FEM 解析を通じて耐荷メカニズムを詳細に分析・考察し、腐食の程度によって異なる終局モードに対しても適用可能な座屈耐力の評価手法を提案する。

## 1.2 腐食部材に関連する既往の研究

鋼部材が腐食すると板厚および断面積が初期の状態とは異なる。このため、当初想定していた力学的挙動が変化し、局所的な変形や耐力低下を引き起こす場合がある。部材全体が均一に減肉することは現実的にはあり得ず、部材軸方向にも断面方向にも複雑に減肉するのが一般的である。そのため、耐力を支配する基本変数、例えば板厚についても平均値か最小値のどちらを採用すべきかなど、多くの議論がなされているものの、未だに統一的な見解には至っていない。ここでは、本研究で扱う腐食部材の残存耐力評価に関する既往の研究成果について概説すると共に、本研究の位置づけを明らかにする。

### 1.2.1 残存耐力評価に関する研究

腐食した鋼板の引張および圧縮に関する強度特性<sup>7)~14)</sup>をはじめとして、腐食した鋼管、H形鋼ならびにT形鋼などの鋼部材の軸圧縮耐力<sup>15)~18)</sup>、さらには腐食した鋼桁の曲げ耐力<sup>19)~21)</sup>やせん断耐力<sup>22),23)</sup>についての研究が報告されている。これらの既往の知見については、土木学会のマニュアル<sup>6)</sup>やガイドライン<sup>24)</sup>に取りまとめられており、主な知見を整理して表1.1に示す。松本ら<sup>7)</sup>は、対象部材の複数の計測点から得た板厚情報を基に、平均値と標準偏差から定義した有効板厚を用いて、引張強度を安全側に評価する方法を提案した。また、板厚測定点数により評価精度が変化することも示した。杉浦ら<sup>8)</sup>は、腐食した鋼板の圧縮耐力が最小断面積のみならず、その周辺の板厚分布にも大きく影響されることを明らかにした。藤井ら<sup>15)</sup>は、腐食した鋼管を対象に10mm×10mmの領域内で測定した板厚情報をもとに、その平均板厚と標準偏差より定義した有効板厚を用いれば、その圧縮挙動を有限要素解析で再現可能であることを示した。山沢ら<sup>16)</sup>は、腐食したT形とH形断面鋼柱を対象とした解析を実施し、腐食部材の圧縮耐力はその最大断面欠損率の関数として表現できるとした。Beaulieuら<sup>25)</sup>は電解腐食により人工的に腐食させた山形鋼の圧縮耐力を実験的に調査し、米国土木学会(ASCE)で提案されている健全部材の座屈耐力評価式に腐食部材の平均的な断面諸元を適用して評価できるとした。Oszvaldら<sup>26)~28)</sup>やYossefら<sup>29)</sup>はフライス加工によって人工的な減肉や孔食を施した山形鋼の圧縮耐力を実験とFEM解析で評価し、その圧縮耐力は、Beaulieuらによって報告された腐食部材の平均的な断面諸元ではなく、最小断面の諸元を基本として評価できるとした。

以上のように、腐食した鋼管や鋼板、H形鋼に関する研究は比較的多く、残存板厚や残存断面積により耐力が評価できるという報告が見られる。一方、本論文で対象としているような実構造物に比較的多く利用される溝形鋼や山形鋼の圧縮挙動に関する研究は少ないのが実態である。山形鋼に関する限られたいくつかの研究があるものの、人工的に腐食させた部材を基本としているという特殊性に加えて、圧縮耐力が平均断面積あるいは最小断面積のいずれに支配されるのかといった基本的な疑問が残された状況にある。また、対象とされている腐食の程度は比較的小さいため、実際に起こり得る不均一な腐食減肉や局所的

な孔食の影響について更なる検討が必要である。腐食した形鋼の耐力は、その形状や腐食状況に強く影響を受けると考えられるため、多様な腐食部材のデータを蓄積しながら基本的な力学挙動を明確にしていくことが必要である。

表 1.1 既往の研究知見の整理

対象	評価性能	著者	文献番号	提案式ならびに基本変数
板	引張強度	松本ら	6)	$P_u = t_e' \cdot b \cdot \sigma_b$ , $t_e' = t_{lm} - \alpha \cdot S$ $P_u$ : 引張強度, $t_e'$ : 推定有効板厚, $t_{lm}$ : 平均板厚の最小値, $\alpha$ : 係数, $S$ : 測定板厚の標準偏差, $b$ : 板幅, $\sigma_b$ : 引張応力
	降伏強度	村中ら	9)	$P_y = t_e \cdot b \cdot \sigma_y$ , $t_e = t_{ave} - 0.7 \cdot \sigma$ $P_y$ : 降伏強度, $t_e$ : 有効板厚, $b$ : 板幅, $\sigma_y$ : 降伏応力, $t_{ave}$ : 平均板厚, $\sigma$ : 板厚の標準偏差
	引張伸び	村中ら	9)	$\delta / \delta_y = 1 / (0.03 + 0.7 \cdot V)$ $\delta$ : 伸び, $\delta_y$ : 降伏伸び, $V$ : 板厚変動係数
	圧縮強度	海田ら	8)	$\sigma_u / \sigma_y = 1 / R^2$ , $R = \frac{b}{t_R} \cdot \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \cdot \sqrt{\frac{12 \cdot (1 - \nu^2)}{\pi^2 \cdot k}}$ , $t_R = t_{ave} + 2 \cdot \sigma$ $\sigma_u$ : 座屈応力, $\sigma_y$ : 降伏応力, $R$ : 幅厚比パラメータ, $b$ : 板幅, $t_R$ : 有効板厚, $E$ : ヤング係数, $\nu$ : ポアソン比, $k$ : 座屈係数, $t_{ave}$ : 平均板厚, $\sigma$ : 板厚の標準偏差
				藤井ら
疲労強度	村中ら	9)	腐食鋼板 S-N 関係式 : $K_t \times S_{mr} - N_c K_t = 2.919 + 0.379 \cdot \ln V$ $K_t$ : 応力集中係数, $V$ : 板厚の変動係数, $S_{mr}$ : 応力範囲, $N_c$ : 繰返し回数	
部材	軸圧縮耐力	藤井ら	14)	$\sigma_u / \sigma_y = P_u / 2\pi r t_R \sigma_y$ , $R_t = 1.65 \times (2r / t_R) \cdot (\sigma_y / E)$ $t_R = t_{ave}^* - 0.6 \cdot s^*$ , $t_R = t_{ave}^{**} - 0.8 \cdot s^{**}$ $\sigma_u$ : 座屈応力, $\sigma_y$ : 降伏応力, $R_t$ : 径厚比パラメータ, $r$ : 鋼管半径, $t_R$ : 代表板厚, $t_{ave}^*$ : 最小断面の平均板厚, $s^*$ : 最小断面の板厚の標準偏差, $t_{ave}^{**}$ : $3\sqrt{rt_{ave}^*}$ の区間の平均板厚, $s^{**}$ : $3\sqrt{rt_{ave}^*}$ の区間の板厚の標準偏差
	圧縮耐力	山沢ら 野上ら	15)	$P_{cr} / P_y = 0.966 - 0.805 \cdot \alpha_{min}$ , $P_{cr} / P_{cr0} = 1 - 0.833 \cdot \alpha_{min}$
			18)	$P_{cr0} / P_y = (0.186 \cdot \lambda_n^3 - 0.657 \cdot \lambda_n^2 + 0.179 \cdot \lambda_n + 1)$ $P_{cr}$ : 軸圧縮耐力, $P_y$ : 軸降伏耐力, $P_{cr0}$ : 健全時の圧縮耐力, $\alpha_{min}$ : 最大断面欠損率, $\lambda_n$ : 細長比パラメータ
	曲げ耐力	野上ら 山沢ら	18) 19)	$M_{max} / M_{max0} = 1 - 0.468 \cdot \beta$ , $M_{max} / M_{max0} = 1 - 0.468 \cdot \beta_c$ $M_{max}$ : 腐食モデルの曲げ耐力, $M_{max0}$ : 健全モデルの曲げ耐力, $\beta$ : 体積欠損率, $\beta_c$ : 局部腐食部の体積欠損率
せん断耐力	海田ら Voら	21) 22)	$\tau_u / \tau_y = 1 / R^2$ , $R = \frac{b}{t_{ave}} \cdot \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \cdot \sqrt{\frac{12 \cdot (1 - \nu^2)}{\pi^2 \cdot k}}$ $\tau_u$ : 終局せん断応力, $\tau_y$ : 降伏せん断応力, $R$ : 幅厚比パラメータ, $b$ : 板幅, $t_{ave}$ : 代表板厚, $\sigma_y$ : 降伏強度, $E$ : ヤング係数, $\nu$ : ポアソン比, $k$ : 座屈係数	

### 1.2.2 残存板厚および残存断面積の推定に関する研究

腐食部材の表面形状は複雑であり、広範囲に渡って板厚や断面積の変化を測定することは現実的ではない。このような背景から腐食した鋼板の板厚を簡易に推定する手法の研究<sup>30)~35)</sup>も盛んに行われている。松本ら<sup>7)</sup>は、水門ゲートから採取した腐食した鋼板を対象として、その引張耐力と比例関係にある有効断面積をデータ抜取りにより評価する方法を提案し、データ抜取り率5%程度で有効板厚を推定できるとした。時乗ら<sup>33)</sup>は、35年間経過した排水路壁面鋼矢板の腐食部を調査し、20点の板厚計測データにより実務上妥当な精度で平均板厚が推定できるとした。中澤ら<sup>34)</sup>は、撤去されたプレートガーダーから採取した腐食鋼板の超音波板厚測定の結果に基づいて、場所を変えた20点の測定結果から腐食鋼板の平均板厚を安全側に評価する方法を提案した。

これら既往の研究の殆どは腐食したフラットな鋼板を対象としたものであるが、実際の構造物に使用されている部材は複数の板状要素で形成されている上、その形状が腐食により3次元的に変化する。よって、既往の知見を適用できるか否か明らかではない。このため現状は、レーザー測定機などにより腐食部材の軸・断面両方向に渡って3次元幾何情報を収集し、そのデータに基づいて変化する板厚や部材軸方向の断面積を逐一求めて最小値を得る方法が一般的である。しかし、このような方法では、必然的に相当な手間と時間を要するため、部材軸方向の限られた箇所からサンプリングした断面緒元の情報を基に、簡易に最小断面積などの基本情報を推定する方法の確立が求められている。

### 1.2.3 振動特性を利用した劣化度評価に関する研究

構造物の振動性状の計測により、構造物全体あるいは構成する部材の劣化度をその固有振動数や減衰比の変化を利用して定量的に評価しようとする試み<sup>36)~38)</sup>もある。吉岡ら<sup>36),37)</sup>は、引張斜材にき裂損傷を有する鋼トラス橋の振動実測データを当て板補修前後で比較・分析することによって、斜材の局部振動である斜材卓越モードと上下弦材の全体振動モードとが連成する斜材連成モードの減衰比が明確に増加傾向を示すことを明らかにした。さらに、この知見を活用することで、損傷斜材の振動を直接計測せずに上下弦材の限られた計測点による損傷同定の可能性を示した。宮下ら<sup>38)</sup>は、2主鋼桁橋の主桁に順次損傷を与えたときの振動計測データと解析を通して、損傷と固有振動数の変化率の関係を明らかにし、3次の全体振動モードの固有振動数の変化率が他のモードと比較して高いことを示した。

しかしながら、これらの方法では、振動性状の明瞭な変化は腐食の進行が相当に進んだ状態でしか出現しないこと、劣化に伴う振動数の定性的な変化は把握できるものの絶対的な劣化度評価のためには腐食前の健全状態での情報が必要となることといった問題が残る。このような理由から、構造物全体が振動するモードを利用した劣化度診断は難しく、その適用性は限られているのが実状である。

### 1.3 論文の構成

以上の目的や既往の知見を踏まえ、本論文では第2章から第7章までを以下のように構成する。

第2章「研究対象とした腐食部材の特徴」では、まず本研究で対象とした構造(ベルトコンベア鋼製架構)と長期供用に伴う腐食劣化メカニズムを概説する。その架構から腐食した溝形鋼および山形鋼を直接切り出すと共に、3次元レーザー変位計で計測して得られた腐食形状の幾何データを基に分析した残存板厚や残存断面積の特徴を示す。

第3章「腐食部材の圧縮試験を通じた座屈挙動分析と全体座屈耐力評価」では、腐食した溝形鋼および山形鋼の中心軸圧縮試験とその観察から、腐食の程度と終局モードとの関係を明らかにする。さらに、計測した部材形状データを直接使用したFEM解析結果との比較を通じて、腐食した鋼部材の座屈挙動を分析すると共に、全体座屈に焦点を当てた耐力評価式を提案する。

第4章「腐食部材の形状再現解析による局部座屈挙動分析と連成座屈耐力評価」では、腐食部材の形状を反映して構築した再現解析モデルの一部を切り出した短柱モデルの挙動を解析的に検討し、局部座屈特性について考察を加える。この局部座屈挙動が腐食部材の耐荷メカニズムに及ぼす影響について有効幅理論を利用しながら明らかにした上で、腐食した鋼部材において全体座屈と局部座屈とが連成する場合にも適用可能な座屈耐力評価式を提案する。

第5章「腐食分布の統計的分析に基づく最小断面積の簡易推定」では、腐食した鋼構造物の性能評価に不可欠である鋼部材の断面積変化を簡易に推定する方法について検討する。自然腐食した溝形鋼と山形鋼の3次元幾何情報をベースとして、部材軸方向の限られた箇所からサンプリングした断面積情報を基に、最小断面積の簡易推定法を提案する。さらに、将来的に点検を効率化する手法の確立を目指し、遠隔振動計測を利用した最小断面積の同定可能性についても言及する。

第6章「腐食部材の座屈耐力算定フローの提案と耐力評価式の一般性検証」では、各章で検討した内容を整理して、腐食部材の実用的な座屈耐力算定フローを示す。そして、実験や解析で直接確認できなかった腐食領域の大きさや位置、部材の座屈長さが部材耐力に及ぼす影響について、簡易な解析モデルを用いたパラメトリックなFEM解析を実施し、提案した耐力評価式の一般性について検討を加える。

第7章「結論」では、各章で得られた結果を総括して本論文の結論とすると共に、今後の課題を述べる。

## 参考文献

- 1) 国土交通省：国土交通白書 2016 資料4 建設業を取り巻く情勢・変化 参考資料，2016.3
- 2) 米国ミネアポリス橋梁崩壊事故に関する技術調査団：米国ミネアポリス橋梁崩壊事故に関する技術調査報告書，2007.9
- 3) 国土交通省 社会資本整備審議会 道路分科会：道路の老朽化対策の本格実施に関する提言，pp.1-12，2014.4.
- 4) 内閣府 戦略的イノベーション創造プログラム：インフラ維持管理・更新・マネジメント技術 プロジェクト紹介 開発技術の概要，2017.3
- 5) 科学技術振興機構 研究開発戦略センター：社会インフラの劣化診断・寿命管理技術，pp.12-15，2007.
- 6) 土木学会：腐食した鋼構造物の耐久性照査マニュアル，I-226，2009.3
- 7) 松本勝，白井義昭，中村幾雄，白石成人：腐食鋼板の有効板厚評価法の一提案，橋梁と基礎，Vol.23，No.12，pp.19-25，1989.
- 8) 杉浦邦征，田村功，渡邊英一，伊藤義人，藤井堅，野上邦栄，永田和寿：腐食鋼板の圧縮強度の簡易評価法に関する検討，土木学会論文集 A Vol.63No.1A，pp.43-55，2007.1
- 9) 海田辰将，藤井堅，中村秀治：腐食したフランジの簡易な圧縮強度評価法，土木学会論文集，No.766，I-68，pp.58-71，2004.
- 10) 村中昭典，皆田理，藤井堅：腐食鋼板の表面形状と残存耐力，構造工学論文集，Vol.44A，pp.1063-1071，1998.
- 11) 藤井堅：腐食した鋼材の材料特性と残存耐力評価法，第一回鋼構造物の維持管理に関するシンポジウム資料集，1999.
- 12) 中沢正利：腐食を受けた鋼板の圧縮耐力特性，土木学会年次学術講演概要集，第55回，CS-86，2000.
- 13) 中塚萌，海田辰将，藤井堅：荷重偏心に着目した局所腐食鋼板の圧縮強度解析，土木学会第66回年次学術講演会，I-521，pp.1041-1042，2011.9
- 14) 海田辰将，川崎雄太，勇秀憲，大賀水田生：強度解析による局所腐食鋼板の圧縮強度と力学特性に関する一考察，土木学会第63回年次学術講演会，I-029，pp.57-58，2008.9
- 15) 藤井堅，近藤恒樹，田村功，渡邊英一，伊藤義人，杉浦征邦，野上邦栄，永田和寿：海洋環境において腐食した円形鋼管の残存圧縮耐力，構造工学論文集 Vol.52A，pp.721-730，2006.3
- 16) 山沢哲也，野上邦栄，園部裕也，片倉健太郎：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，構造工学論文集 Vol.55A，pp.52-60，2009.3
- 17) 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力，構造工学論文集，Vol.59A，pp.143-155，2013.3

- 18) 岩坪要, 山本和弥, 森本陽介: 部分的な板厚減少部を施した短柱部材の純圧縮実験, 土木学会第 67 回年次学術講演会, I-015, pp.29-30, 2012.9
- 19) 野上邦栄, 山沢哲也, 小栗友紀, 加藤美幸: 腐食減肉に伴う曲げ及び圧縮部材の残存耐力評価に関する一考察, 構造工学論文集, Vol.47A, 2001.
- 20) 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荷力実験, 構造工学論文集, Vol.52A, pp.139-148, 2006.3.
- 21) 宇佐美勉, 天雲宏樹: 圧縮と曲げを受ける板要素の極限強度と有効幅公式, 土木学会論文集, No.441 / I-18, pp.77-85, 1992.1
- 22) 海田辰将, 藤井堅, 原考志, 中村秀治, 上野谷実: 腐食鋼板のせん断耐力とその評価法, 構造工学論文集, Vol.50A, 2004.
- 23) 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
- 24) 土木学会: 座屈設計ガイドライン, pp.55-66, pp.81-104, pp.149-186, 2005.10
- 25) L.V. Beaulieu, F. Legeron, S. Langlois: Compression strength of corroded steel angle members, Journal of Constructional Steel Research 66, pp.1366-1373, 2010.
- 26) K. Oszvald, L. Dunai: Effect of corrosion on the buckling of steel angle members - experimental study, Periodica Polytechnic, Civil Engineering 56/2, pp.175-183, 2012.
- 27) K. Oszvald, L. Dunai: Behavior of corroded steel angle compression members - numerical study, Periodica Polytechnic, Civil Engineering 57/1, pp.63-75, 2013.
- 28) K. Oszvald, P. Tomka, L. Dunai: The remaining load-bearing capacity of corroded steel angle compression members, Journal of Constructional Steel Research 120, pp.188-198, 2016.
- 29) N.M. Yossef, J. Fogarty, S. El-Tawil: Residual Compressive Strength of Flange-Damaged Steel Columns, Journal of Structural Engineering, 141(10), 04014241, pp.1-8, 2015.
- 30) 田村功, 渡邊英一, 伊藤義人, 藤井堅, 野上邦栄: 海洋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.
- 31) 藤井堅, 橋本和朗, 渡邊英一, 伊藤義人, 杉浦邦征, 野上邦栄, 永田和寿, 中村秀治: 海洋環境における鋼管杭の圧縮強度の経年変化予測法, 土木学会論文集 A Vol.66 No.1, pp.92-105, 2010.
- 32) 藤井堅, 山本治, 原孝志, 中村秀治: 鋼表面の腐食進展に基づく鋼板圧縮強度低下の経時予測, 土木学会構造工学論文集, Vol.52A, pp.689-700, 2006.
- 33) 時乗良彦, 藤井堅, 中村秀治, 橋本和朗: 腐食状態把握のための実務計測手法の検討, 土木学会中国支部第 59 回研究発表会, I-7, pp13-14, 2007.
- 34) 中澤晃治, 海田辰将, 杉山泰基, 藤井堅: 超音波板厚計を用いた腐食鋼板の実用的板厚評価法に関する研究, 土木学会第 66 回年次学術講演会, I-539, pp.1077-1078, 2011.
- 35) 村越潤, 高橋実, 飯塚拓英, 小野秀一: 腐食鋼部材の残存板厚計測への各種計測技術の適用性の検討, 構造工学論文集, Vol.59A, pp.711-724, 2013.3
- 36) 吉岡勉, 山口宏樹, 伊藤信, 原田政彦: 鋼トラス橋の振動特性の同定と斜材損傷が及

## 第1章 序論

- ぼす減衰性能への影響，構造工学論文集，Vol.55A，pp.295-305，2009.3
- 37) 吉岡勉，伊藤信，山口宏樹，松本泰尚：鋼トラス橋の斜材振動連成とモード減衰変化を利用した構造健全度評価，土木学会論文集 A，Vol.66，No.3，pp.516-534，2010.8
  - 38) 宮下剛，玉田和也，劉翠平，岩崎英徳，長井正嗣：振動を利用した健全診断に向けた実橋梁の損傷と振動特性変化，土木学会論文集 A1（構造・地震工学），Vol.68，No.2，pp.367-383，2012.
  - 39) 国交省国土技術政策総合研究所，建築研究所：薄板軽量形鋼造建築物設計の手引き，pp.60-95，2008.4
  - 40) 日本建築学会：鋼構造座屈設計指針，pp.16-64，pp.197-230，2000.2
  - 41) AISI（American Iron and Steel Institute）：COLD-FORMED STEEL DESIGN MANUAL，1946-1996 50th Commemorative Issue 1996 Edition，PART VIII Test procedures for use with the 1996 edition of the specification for the design of cold-formed steel structural members，pp.14-27
  - 42) AISI（American Iron and Steel Institute）Standard：North American Specification for the Design of Cold-formed Steel Structural Members，2016 Edition
  - 43) AISC（American Institute of Steel Construction）：Specification for Structural Steel Buildings，2010.6

## 第2章 研究対象とした腐食部材の特徴

### 2.1 概説

本研究では、約40年間屋外で供用されたベルトコンベア鋼製架構から溝形鋼10本と山形鋼17本を切り出して研究対象とした。本章では、対象部材の腐食に伴う減肉の様子を把握するために、その表面形状を3次元レーザー変位計で詳細に計測すると共に、得られた幾何データを基に算出した残存板厚や残存断面積の特徴について述べる。具体的には、まず、部材を切り出したベルトコンベア鋼製架構について、部材や部品などの配置や使用状況について説明し、腐食が生じるメカニズムを概説する。次に、腐食した溝形鋼と山形鋼の表面形状を部材軸方向と部材幅方向に1mmピッチで詳細に計測し、部材毎に残存板厚ならびに残存断面積を整理・分析した結果を示す。

### 2.2 ベルトコンベア鋼製架構の腐食劣化メカニズム

製鉄業では鉄鉱石や石炭などの原料を運搬するための設備として、図2.1のようなベルトコンベアがある。ベルトコンベアを直接支持する鋼製架構は、図2.2に示す典型的なトラス構造であり、主部材である上弦材(Upper cord)と下弦材(Lower cord)、二次部材である水平束材(Lateral member)、水平斜材(Lateral brace)、鉛直束材(Vertical member)、そして鉛直斜材(Vertical brace)で構成されており、今回の研究対象とした溝形鋼や山形鋼が多く使用されている。これら鋼部材は、供用時の鉛直荷重や強風時・地震時の水平荷重によって作用する引張力や圧縮力に対して設計されるが、腐食によって断面が減少すると、設計で想定していない破断や座屈などを起点とする構造崩壊の危険性が懸念される。そこで本研究では、屋外で約40年間供用されて腐食劣化したベルトコンベア鋼製架構に使用されていた溝形鋼および山形鋼を対象とした。



図 2.1 典型的なベルトコンベア設備

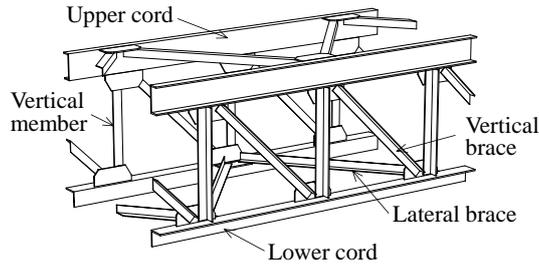


図 2.2 ベルトコンベア鋼製架構の構造の例

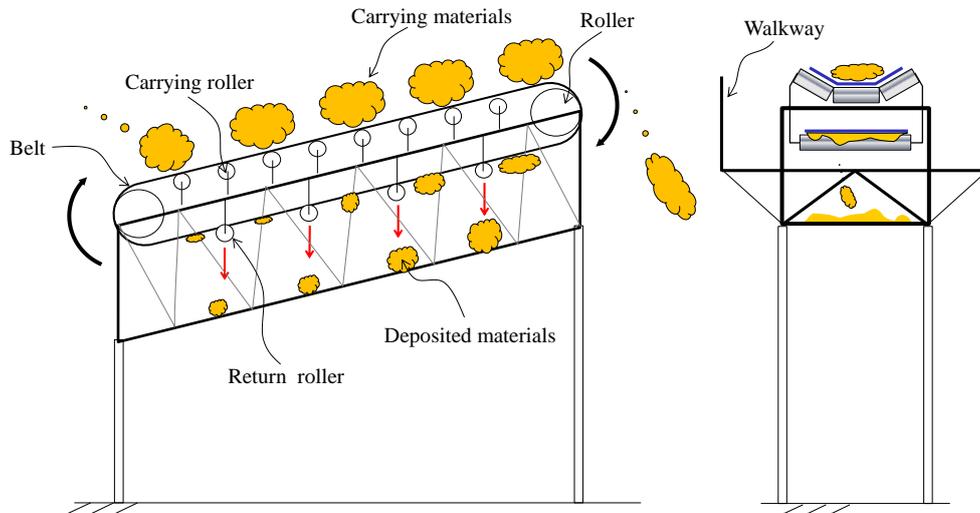


図 2.3 ベルトコンベア鋼製架構の腐食発生メカニズム

ベルトコンベアによる原料などの運搬状況を図 2.3 に示す。通常、上弦材の上面にキャリ  
アローラーが、下面にはリターンローラーが設置され、このローラー上をベルトが回転す  
ることで運搬物を運ぶ。製鉄プラントを例にとると、運搬物は鉄鉱石などの固形物の他に  
も、製造の過程で生じる水分を含んだ焼結鉱や粉末等もある。ベルトコンベアの機構上、  
運搬物に直接触れるベルト面は戻ってくる際に下向きとなり、ベルトに付着した粉塵が鋼  
製架構の下面側にある下弦材や水平斜材等に落下して堆積する。これら粉塵の堆積による  
湿潤状態が続くことで腐食が進行し、また粉塵により腐食状況の確認が遅れることで腐食  
が深刻化する。また、多くのベルトコンベアが海浜地域に隣接して設置され、その結果、  
厳しい腐食環境下に晒されるために腐食の進行がより一層助長される。今回、鋼部材の多  
様な腐食の状態やその程度について検討するため、ベルトコンベア鋼製架構の上下弦材か  
ら溝形鋼 10 本、束材や斜材から山形鋼 17 本を試験体として切り出して調査した。なお、  
図 2.3 のように、接合部よりも部材への堆積が顕著であることから、本研究では部材評価に  
着目して検討を行う。検討に当たっては、ベルトコンベア鋼製架構の各部材に発生する応  
力は降伏応力に対して十分に小さいことから、切り出す前の部材への荷重履歴が研究結果  
に影響しないと判断した。

## 2.3 自然腐食した鋼部材の腐食分析

### 2.3.1 分析方法

試験体はサンドブラストで除錆した後に、3次元レーザー変位計(CreaForm社製 REVscan™, 分解能0.1mm)を用いて、既往の研究<sup>1)~11)</sup>を参考にしながら、全試験体の表面形状を縦横1mmピッチで計測した。表面凹凸の急変部や表面反射の発生部などでは測定精度の低下が懸念されるため、計測速度を緩めるなどの配慮を行った。分析を実施するに当たり、まず3次元レーザー変位計を用いて得られた試験体表裏の座標データを基に、縦横1mmピッチの各測定点(節点)における板厚を算出した。次に、**図2.4**に示すような4つの節点で構成される要素の平均板厚  $t_{ij,ave}$  を式(2.1)により求め、その平均板厚  $t_{ij,ave}$  と節点間隔  $\Delta l (= 1\text{ mm})$  の積で得られる要素断面積  $A_{ij}$  について形鋼の断面内で合算することによって、 $i$ の位置における断面積  $A_i$  を求めた(式(2.2), 式(2.3))。

$$t_{ij,ave} = \frac{t_{i,j} + t_{i,j+1} + t_{i+1,j} + t_{i+1,j+1}}{4} \quad (2.1)$$

$$A_{ij} = \Delta l t_{ij,ave} \quad (2.2)$$

$$A_i = \int^{Flange-L} A_{ij} + \int^{Web} A_{ij} + \int^{Flange-R} A_{ij} \quad (2.3)$$

なお、**図2.5**に示すように、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。

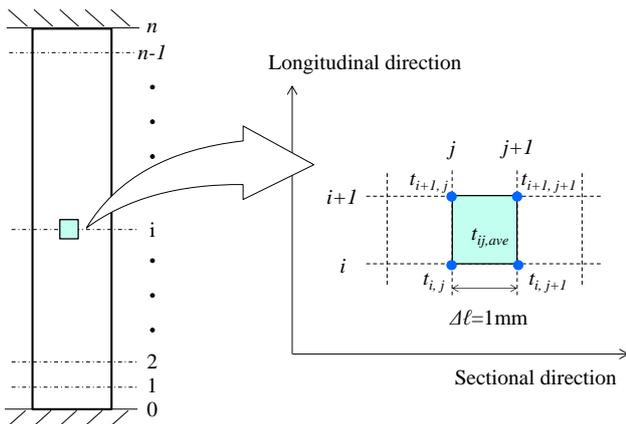


図 2.4 板厚の算出イメージ

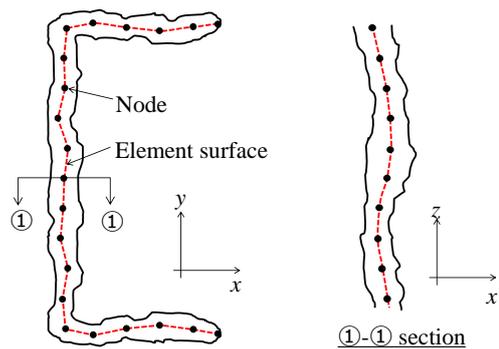


図 2.5 部材断面と部材軸方向①-①断面の軸偏心

### 2.3.2 試験体の緒元と主な特性値

表 2.1 に試験体の名称, 断面形状(溝形・山形), 長さ  $L$ , 降伏応力  $\sigma_y$ , 腐食前断面の諸元(図 2.6 に示す断面寸法, 断面積  $A_0$ , 断面内の最大幅厚比パラメータ  $\lambda_{p0}$ ), 腐食後断面の諸元(最小断面積  $A_{min}$  と平均断面積  $A_{ave}$ , 最大腐食率  $R_{max}$  と平均腐食率  $R_{ave}$ , 部材内の幅厚比パラメータ  $\lambda_{pc}$ , 孔食の寸法)を示す. 腐食後部材の断面積( $A_{min}$  と  $A_{ave}$ )は縦横 1mm 間隔で計測した 3 次元データから算出した. ここで, 腐食率とは腐食前の断面積に対する腐食による欠損断面積の比であり,  $R_{max}$  と  $R_{ave}$  は下式で定義し, 板要素の幅厚比パラメータ  $\lambda_p$  は既往の基準<sup>12)~15)</sup>を参考にして下式から求めた.

$$R_{max} = \frac{A_0 - A_{min}}{A_0} \quad (2.4)$$

$$R_{ave} = \frac{A_0 - A_{ave}}{A_0} \quad (2.5)$$

$$\lambda_p = \frac{1}{\pi} \frac{b}{t} \sqrt{\frac{12(1-\nu^2)\sigma_y}{kE}} \quad (2.6)$$

ここで,  $b$  は板要素の幅,  $t$  は板要素の板厚,  $\nu$  はポアソン比(= 0.3),  $E$  はヤング係数(= 205,000 N/mm<sup>2</sup>)である.

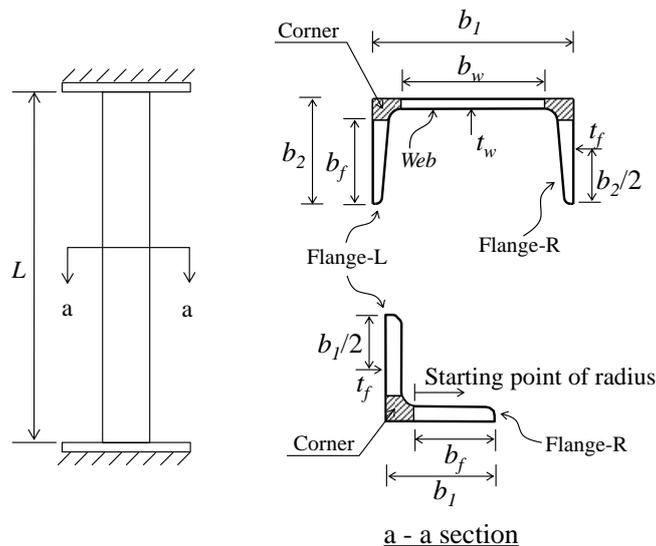


図 2.6 試験体サイズの定義

表 2.1 試験体の概要

Specimen name	Length [mm]	Yeild strength [N/mm <sup>2</sup> ]	Data for original members						Data for corroded members						
			Section size [mm]				Cross-sectional area [mm <sup>2</sup> ]	Width-thickness ratio parameter	Cross sectional area [mm <sup>2</sup> ]		Corrosion ratio [%]		Width-thickness ratio parameter	Size of pit [mm×mm]	
			$b_1$	$b_2$	$t_w$	$t_f$			Min.	Ave.	Max.	Ave.			
$L$	$\sigma_y$	$b_1$	$b_2$	$t_w$	$t_f$	$A_0$	$\lambda_{p0}$	$A_{min}$	$A_{ave}$	$R_{max}$	$R_{ave}$	$\lambda_{pc}$	Longitudinal length×width		
Channel	C-1	1,700	307	125	65	6	8	1,711	0.51	876	1,207	49	29	2.51	17×56
	C-2	1,700	307	125	65	6	8	1,711	0.51	970	1,286	43	25	2.01	19×23
	C-3	1,700	307	125	65	6	8	1,711	0.51	991	1,382	42	19	1.63	8×6
	C-4	1,700	307	125	65	6	8	1,711	0.51	845	1,423	51	17	2.20	7×8
	C-5	1,700	307	125	65	6	8	1,711	0.51	861	1,315	50	23	1.47	11×18
	C-6	1,700	307	125	65	6	8	1,711	0.51	452	844	74	51	1.12	418×95
	C-7	1,700	307	125	65	6	8	1,711	0.51	1,014	1,364	41	20	1.85	32×11
	C-8	1,700	307	125	65	6	8	1,711	0.51	872	1,194	49	30	1.73	31×31
	C-9	1,700	307	125	65	6	8	1,711	0.51	903	1,366	47	20	3.07	12×27
	C-10	1,700	307	125	65	6	8	1,711	0.51	468	1,127	73	34	4.06	95×76
Angle	L-1	800	325	50	50	-	4	389	0.80	167	237	57	39	2.22	32×8
	L-2	800	325	50	50	-	4	389	0.80	187	269	52	31	2.20	435×11
	L-3	800	304	50	50	-	6	564	0.52	489	507	13	10	0.55	no pit
	L-4	800	304	50	50	-	6	564	0.52	496	514	12	9	0.53	no pit
	L-5	800	304	50	50	-	6	564	0.52	231	427	59	24	2.06	no pit
	L-6	250	304	50	50	-	6	564	0.52	166	298	71	47	1.84	38×43
	L-7	1,000	304	50	50	-	6	564	0.52	440	497	22	12	0.66	no pit
	L-8	900	338	65	65	-	6	753	0.71	549	628	27	17	0.98	no pit
	L-9	500	327	65	65	-	6	753	0.70	662	676	12	10	0.74	no pit
	L-10	500	327	65	65	-	6	753	0.70	655	678	13	10	0.75	no pit
	L-11	500	311	75	75	-	9	1,269	0.52	837	1,068	34	16	0.85	no pit
	L-12	750	303	75	75	-	9	1,269	0.52	1,110	1,189	13	6	0.57	no pit
	L-13	750	303	75	75	-	9	1,269	0.52	689	876	46	31	1.20	32×16
	L-14	750	303	75	75	-	9	1,269	0.52	1,134	1,168	11	8	0.55	no pit
	L-15	750	303	75	75	-	9	1,269	0.52	802	941	37	26	0.77	no pit
	L-16	750	303	75	75	-	9	1,269	0.52	1,167	1,191	8	6	0.52	no pit
	L-17	750	303	75	75	-	9	1,269	0.52	722	836	43	34	1.00	no pit

式(2.4)と式(2.5)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。今回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。降伏応力 $\sigma_y$ は、形状・サイズごとにフランジとウェブの中央部から各3本の材料を切り出し、表面を機械仕上げしたJIS-5号試験片の引張試験結果から平均化して求めた。対象としたフレームの設計図書が逸散しているため、材質の詳細は不明であるが、その強度特性からSS400相当材と推定された。表2.1の最右欄には試験体における孔食の最大サイズ(部材軸方向長さ×幅を表示)を示すが、最大腐食率が40%、平均腐食率で20%前後を超えると孔食が確認され始め、最大で長さ400mmを超える欠損孔が発生していた。

前述したが、表2.1中の $\lambda_{p0}$ は腐食前部材の板要素の中で最大の幅厚比パラメータ値であり、 $\lambda_{pc}$ は腐食後部材に対する同様の幅厚比パラメータ値である。 $\lambda_{p0}$ と $\lambda_{pc}$ はいずれも式(2.6)により求めているが、式中の板厚 $t$ には、各々、腐食前部材の公称板厚( $t_w$ ,  $t_f$ )と腐食後部材の板要素毎の平均板厚( $t_{wave}$ ,  $t_{fave}$ )を適用した。なお、この平均板厚は腐食により部材軸方

向において変化するため、軸方向に得られる全板要素の幅厚比パラメータの最大値を  $\lambda_{pc}$  と定めた。板要素は角部を除いた領域で定義し、フランジとウェブの板要素幅(各々  $b_f$  と  $b_w$ ) については図 2.6 に示した通りである。式(2.6)中の  $k$  は座屈係数であり、溝形鋼の突出フランジおよび山形鋼を構成する両フランジは 3 辺単純支持板の  $k=0.425$  とした。溝形鋼のウェブは 4 辺単純支持板の  $k=4$  を基本とするが、図 2.7 のようなウェブに孔食を有する断面では孔食側が自由端となり、局部座屈耐力が低下すると考えられる。このため、このような孔食を伴うウェブに対しては、AISI 基準<sup>16),17)</sup>で提案されている「開口を持つ板要素のケース」を適用し、 $k=0.425$ (3 辺単純支持板)とした。図 2.8 に部材軸方向の幅厚比パラメータおよび最小断面位置をプロットした一例を示す。図中の Flange-L, Flange-R ならびに Web は、図 2.7 中に明示した板要素に対応する。図 2.8 および表 2.1 より、腐食前部材については、溝形鋼・山形鋼いずれのケースでも幅厚比パラメータ  $\lambda_{p0}$  は 1 より小さく、弾性座屈が発生するレベルにはなかった。

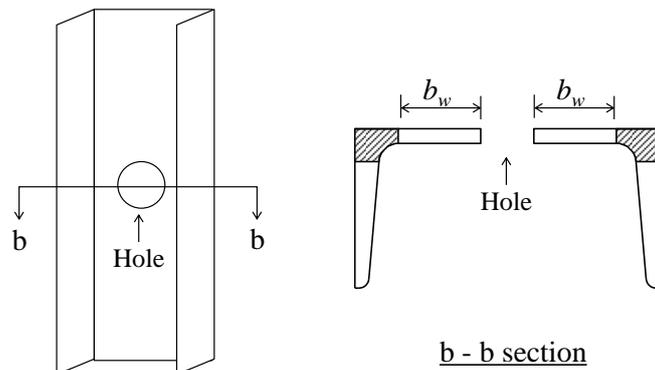


図 2.7 孔食を有する断面の板要素幅

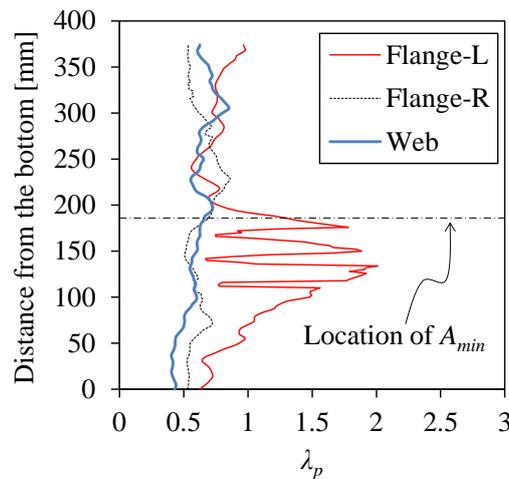
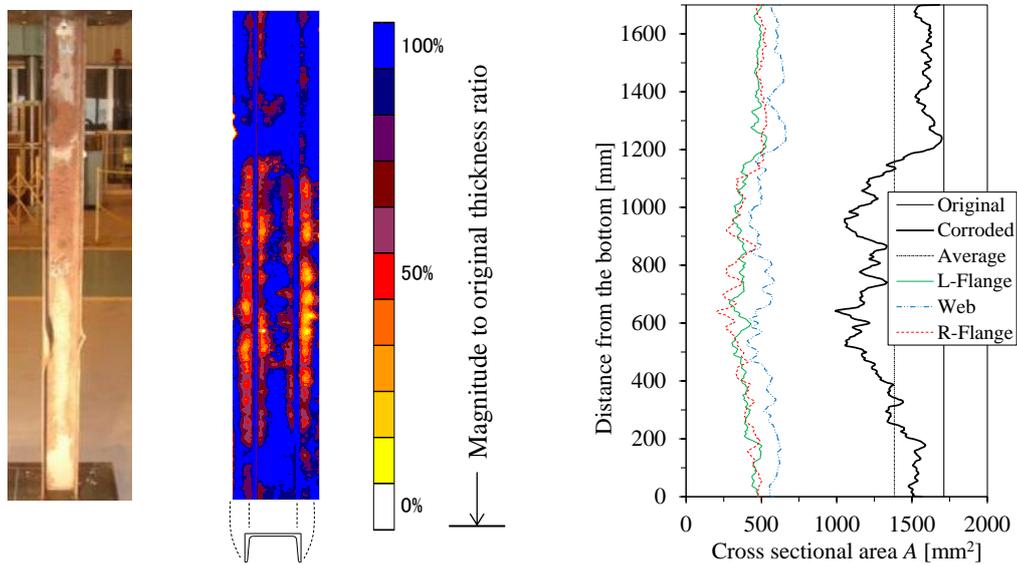
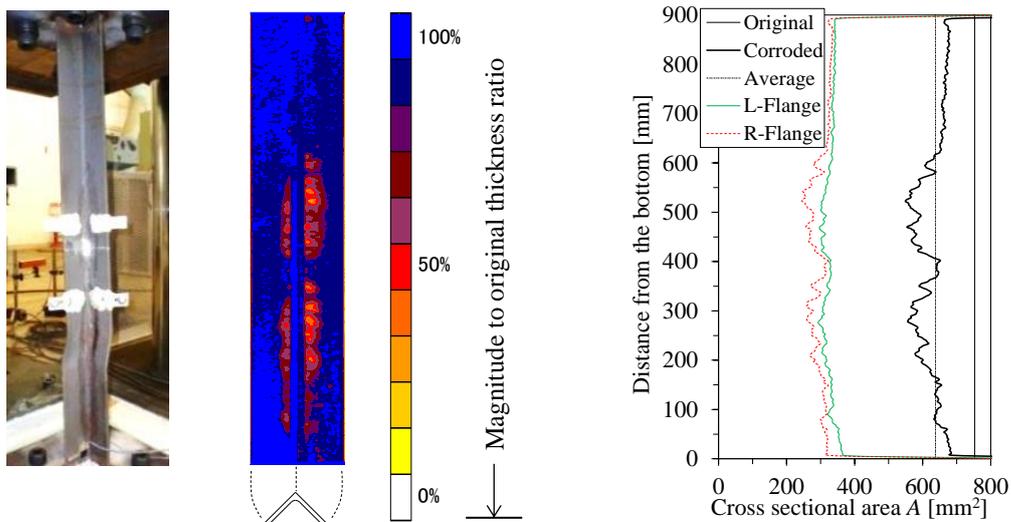


図 2.8 腐食部材の幅厚比パラメータの変化の例

図 2.9 には、一例として溝形鋼と山形鋼の試験体(表 2.1 の C-3 と L-8)の部材軸方向の残存板厚と残存断面積(各板要素, 試験体全体)の分布を元断面積(Original)および平均断面積(Average)と併せて示す。なお, 試験体毎に元板厚が異なるため, 残存板厚を元板厚で基準化して展開図形式でコンター表示している。図 2.9 中の板厚と断面積の分布より, 腐食の影響で部材軸方向にも幅方向にも板厚や断面積が複雑に変化している様子が認められる。その特徴として, フランジの先端付近よりもフランジとウェブとの隅角部周辺に減肉領域が比較的集中していること, フランジとウェブの軸方向の減肉範囲は大よそ一致していることが挙げられる。これは, 粉塵等が隅角部付近に堆積しやすく, その堆積する軸方向位置が大きくばらつかないことが主な理由と推定される。全試験体の結果は付図 2.1 に記載するが, より著しい局所的な腐食や比較的均一な腐食を伴う試験体もあった。



(a) 溝形鋼(表 2.1 の C-3)



(b) 山形鋼(表 2.1 の L-8)

図 2.9 部材軸方向における板厚および断面積の分布

### 2.3.3 試験体の断面特性の分析

図 2.10 には、全試験体の最大腐食率  $R_{max}$  と平均腐食率  $R_{ave}$  の関係を部材形状(◆:溝形鋼, △:山形鋼)ごとに示す. 最大腐食率は平均腐食率の 1~3 倍程度の範囲に分布し, 平均腐食率の減少に従って  $R_{max}/R_{ave}$  が大きくなる傾向が伺える. これは, 腐食は一様ではなく, 局部的に進行することを示している. 図 2.11 は, 最大ならびに平均腐食率と断面積の変動係数 C.O.V.との関係を全試験体について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. 最大腐食率では 50%前後を, 平均腐食率では 20%前後を境として, それらの腐食率以上で断面積のばらつきが顕著に増大しており, より不均一な腐食状況となっている.

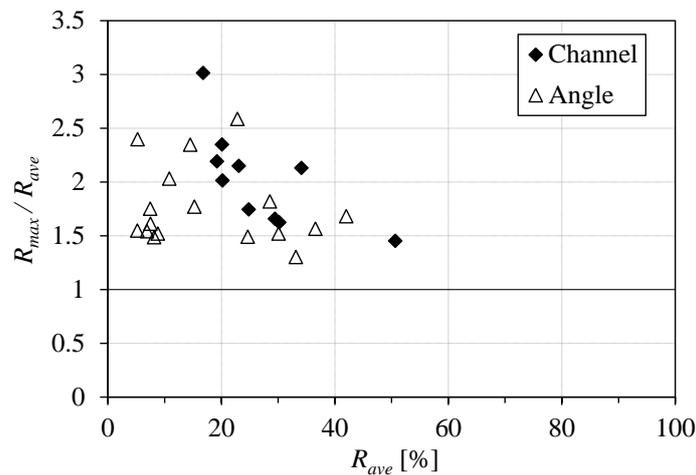


図 2.10 最大腐食率と平均腐食率との関係

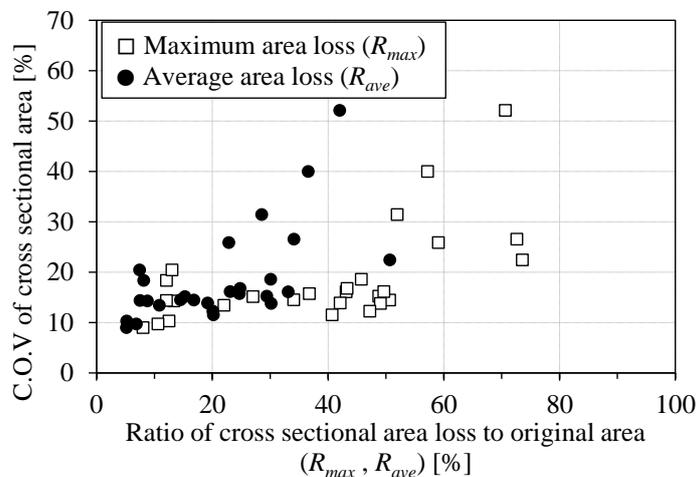


図 2.11 腐食率と断面積の変動係数の関係

図 2.12 および図 2.13 には、それぞれ溝形鋼と山形鋼の 1mm ピッチ毎の断面積を基に、式 (2.4) から求めた腐食率(Corrosion ratio)の度数を示したものである。なお、縦軸の度数は、溝形鋼・山形鋼の各々の全断面数で基準化している。溝形鋼の腐食率の平均値(Ave.)が 26.9%、標準偏差(Std.)が 15.1%で正規分布に比較的近い形状であり、山形鋼の腐食率の平均値(Ave.)は 19.0%、標準偏差(Std.)が 13.6%で対数正規分布に近い。図 2.12 と図 2.13 の比較から、主に下弦材に使用されていた溝形鋼の方が相対的に腐食の程度が大きく、またその分布のばらつきも大きいことが分かる。一方、ベルトコンベア鋼製架構の鉛直部材などに使用されていた山形鋼は、溝形鋼と比較して腐食の程度は小さく、腐食率 30%以内の断面が 6 割以上を占めていた。このような腐食状況の違いは、ベルトコンベアの機構上、下弦材に粉塵がより堆積しやすいためと推定される。

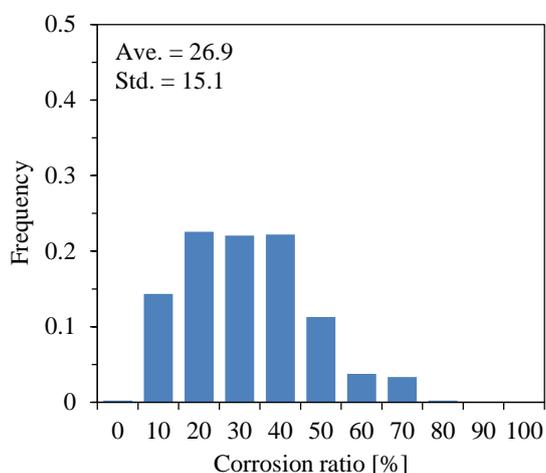


図 2.12 溝形鋼の腐食率の度数

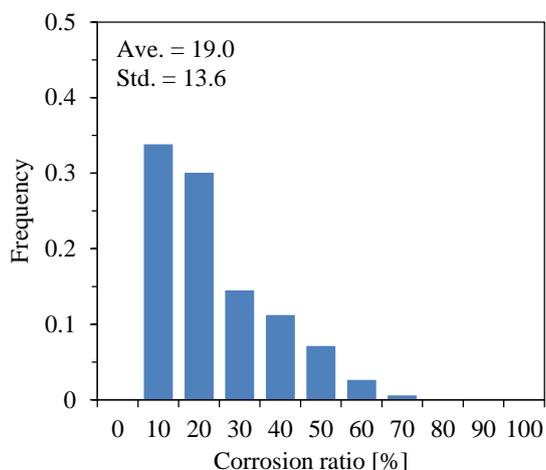


図 2.13 山形鋼の腐食率の度数

図 2.14 は試験体軸方向 1 mm ピッチの断面積  $A_i$  を元断面積  $A_0$  で基準化した比 ( $A_i/A_0$ ) の度数分布であり、代表的な分布性状を示す試験体 L-9, L-11, C-9, C-10 の 4 ケースについて示したものである。全試験体の度数分布は付録の付図 2.2 に示す。縦軸の度数は、全度数で基準化した相対度数としている。また、表 2.2 には全ケースの断面積の特性値一覧を示す。なお、標記の都合上、試験体名称 (C-1, L-1 など) とは別に全試験体共通のケース名 (Case1 など) を用いている。

最大腐食率 12% と腐食の程度が小さい L-9 では、 $A_i/A_0$  の平均値  $\mu = 0.9$  付近に度数が集中的に分布し、標準偏差  $\sigma = 0.005$  と尖度が極端に大きい。L-11 は最大腐食率 34% と中程度の腐食であり、 $A_i/A_0$  の平均値  $\mu = 0.84$ 、標準偏差  $\sigma = 0.06$  を持つ正規分布に比較的近い分布を示す。C-9 は最大腐食率 47% と比較的腐食が大きいケースである。 $A_i/A_0$  の平均値  $\mu = 0.80$ 、標準偏差  $\sigma = 0.10$  となり、極値分布に近い性状を示している。C-10 は最大腐食率 73% となる相当に腐食が進んだケースであり、95 mm × 76 mm サイズの孔食も存在する。 $A_i/A_0$  の平均値  $\mu = 0.66$ 、標準偏差  $\sigma = 0.17$  とばらつきもかなり大きい。これらの例が示すように、対象とした試験体は多様な腐食性状を持つことが分かる。

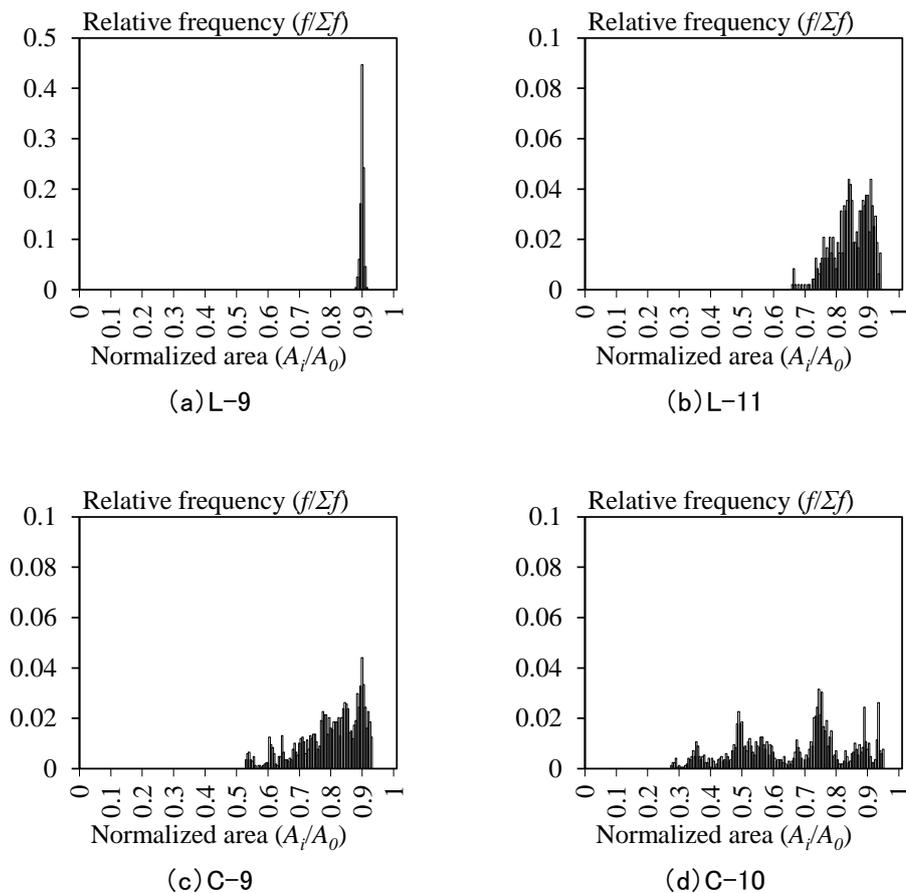


図 2.14 断面積の相対度数分布の例

表 2.2 断面積の特性値一覧

Case number	Specimen name	All data	Maximum corrosion ratio [%]	Normalized cross-sectional area $A_i/A_0$		
				Average	Standard deviation	Coefficient of variation [%]
			$R_{max}$	$\mu$	$\sigma$	C.O.V
1	C-1	1679	49	0.71	0.11	15.2
2	C-2	1679	43	0.75	0.13	16.8
3	C-3	1679	42	0.81	0.11	13.9
4	C-4	1679	51	0.83	0.12	14.3
5	C-5	1679	50	0.77	0.12	16.2
6	C-6	1679	73	0.49	0.11	22.2
7	C-7	1679	41	0.80	0.09	11.5
8	C-8	1679	49	0.70	0.10	13.7
9	C-9	1679	47	0.80	0.10	12.2
10	C-10	1679	73	0.66	0.17	26.6
11	L-1	779	57	0.61	0.12	20.2
12	L-2	779	52	0.69	0.10	14.5
13	L-3	779	13	0.90	0.01	1.3
14	L-4	779	12	0.91	0.02	1.7
15	L-5	779	59	0.76	0.14	18.9
16	L-6	229	71	0.52	0.17	31.8
17	L-7	979	22	0.88	0.06	6.3
18	L-8	879	27	0.83	0.05	6.1
19	L-9	479	12	0.90	0.01	0.6
20	L-10	479	13	0.90	0.02	2.0
21	L-11	479	34	0.84	0.06	7.0
22	L-12	729	13	0.94	0.03	2.9
23	L-13	729	46	0.69	0.10	14.6
24	L-14	729	11	0.92	0.01	1.1
25	L-15	729	37	0.74	0.06	8.7
26	L-16	729	8	0.94	0.02	1.9
27	L-17	729	43	0.66	0.06	9.8

図 2.15 には、各試験体の  $A_i/A_0$  の全データから求めた変動係数 C.O.V.を示す。変動係数は溝形鋼で全般的に大きく、山形鋼では試験体によって大きくばらつく傾向がみられる。しかしながら、全体的には特定の傾向は認められない。図 2.16 に、図 2.15 で示した  $A_i/A_0$  の変動係数 C.O.V.と最大腐食率  $R_{max}$  との関係を示す。興味深いことに、両者の間には明確な線形関係が認められる。このことは、腐食の程度が小さい試験体では、採取位置やサンプル数にかかわらず比較的ばらつきの少ない断面積情報が得られる一方で、腐食の程度が進むにつれてサンプル数による断面積の推定精度が悪くなることを示唆している。

以上のような特徴を持つ試験体をベースに、実験および解析を通じて、次章以降で腐食した溝形鋼および山形鋼の座屈挙動を解明していく。

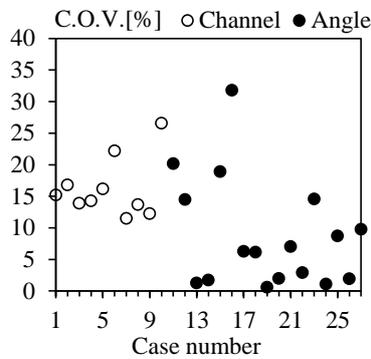


図 2.15  $A_i/A_0$  の変動係数 C.O.V. の変化

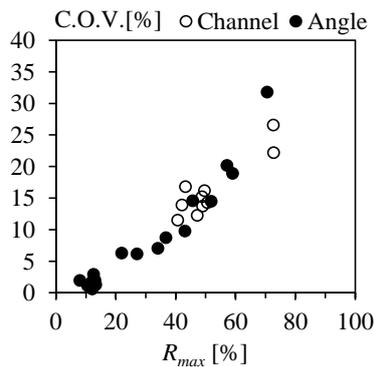


図 2.16  $R_{max}$  と  $A_i/A_0$  の変動係数 C.O.V. の関係

## 2.4 まとめ

本章では、腐食した産業用鋼トラス部材の座屈挙動とその耐力評価について、様々な腐食の状態やその程度を幅広く検討するため、屋外で約40年間供用されたベルトコンベア鋼製架構から腐食した鋼部材を切り出し、それら自然腐食した鋼部材の特徴を整理した。具体的には、まずベルトコンベア鋼製架構の腐食発生の要因について推定を行った。次に、研究対象とした鋼部材について、腐食に伴って複雑に変化した表面形状を3次元レーザー変位計によって部材軸方向および部材幅方向に1mmピッチで詳細に計測し、計測結果から得られた幾何データを基に残存板厚や残存断面積を求めると共に、対象とした腐食部材の特徴を明らかにした。

- 1) 産業インフラの代表例であり、典型的なトラス構造であるベルトコンベア鋼製架構は、ベルトに付着した粉末等や設備操業により発生する粉塵が鋼製架構の下面側にある下弦材や水平斜材等に落下し堆積する。その堆積によって湿潤状態が続いたり、腐食状況の確認が遅れたりすることで腐食が進行する。加えて、産業プラントが海浜地域に隣接した厳しい腐食環境下に晒されることが多いため、腐食の進行が助長されるという要因も存在する。
- 2) 研究対象とした鋼部材は、ベルトコンベア鋼製架構の上下弦材から切り出した溝形鋼10本、束材や斜材から山形鋼17本を試験体である。それらの最大腐食率は8%~74%、平均腐食率は6%~51%の領域にあり、さらに、平均腐食率で20%前後、最大腐食率が40%を超えると孔食が確認され始め、最大で長さ400mmを超える欠損孔が発生していた。また、板厚コンターと断面積分布より、部材軸方向にも幅方向にも広範囲に渡って複雑に腐食減肉している様子が認められた。なお、腐食前の溝形鋼・山形鋼いずれのケースでも幅厚比パラメータは1より小さく、弾性座屈が発生するレベルにはなかったが、腐食によって部材軸方向に幅厚比パラメータが大きく変化しており、局部的には弾性座屈の発生が懸念される程度に減肉していた。
- 3) 溝形鋼と山形鋼の1mmピッチ毎の腐食率の度数を求めた結果、溝形鋼の腐食率は平均で26.9%、標準偏差15.1%となり、山形鋼は平均で19.0%、標準偏差13.6%となった。ベルトコンベアの機構上、粉塵が堆積しやすく、また湿潤状態が続きやすい下弦材(溝形鋼)の方が相対的に腐食の程度が大きく、その分布のばらつきも大きい。また、腐食の程度が小さい場合はサンプル数による断面積のばらつきが比較的小さいこと、腐食の程度が進むにつれて断面積のばらつきが大きくなるが確認された。

## 参考文献

- 1) 松本勝, 白井義昭, 中村幾雄, 白石成人: 腐食鋼板の有効板厚評価法の一提案, 橋梁と基礎, Vol.23, No.12, pp.19-25, 1989.
- 2) 杉浦邦征, 田村功, 渡邊英一, 伊藤義人, 藤井堅, 野上邦栄, 永田和寿: 腐食鋼板の圧縮強度の簡易評価法に関する検討, 土木学会論文集 A Vol.63No.1A, pp.43-55, 2007.1
- 3) 海田辰将, 藤井堅, 中村秀治: 腐食したフランジの簡易な圧縮強度評価法, 土木学会論文集, No.766, I-68, pp.58-71, 2004.
- 4) 藤井堅, 近藤恒樹, 田村功, 渡邊英一, 伊藤義人, 杉浦邦征, 野上邦栄, 永田和寿: 海洋環境において腐食した円形鋼管の残存圧縮耐力, 構造工学論文集 Vol.52A, pp.721-730, 2006.3
- 5) 山沢哲也, 野上邦栄, 園部裕也, 片倉健太郎: 厳しい塩害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, 2009.3
- 6) 田村功, 渡邊英一, 伊藤義人, 藤井堅, 野上邦栄: 海洋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.
- 7) 藤井堅, 橋本和朗, 渡邊英一, 伊藤義人, 杉浦邦征, 野上邦栄, 永田和寿, 中村秀治: 海洋環境における鋼管杭の圧縮強度の経年変化予測法, 土木学会論文集 A Vol.66 No.1, pp.92-105, 2010.
- 8) 藤井堅, 山本治, 原孝志, 中村秀治: 鋼表面の腐食進展に基づく鋼板圧縮強度低下の経時予測, 土木学会構造工学論文集, Vol.52A, pp.689-700, 2006.
- 9) 時乗良彦, 藤井堅, 中村秀治, 橋本和朗: 腐食状態把握のための実務計測手法の検討, 土木学会中国支部第59回研究発表会, I-7, pp.13-14, 2007.
- 10) 中澤晃治, 海田辰将, 杉山泰基, 藤井堅: 超音波板厚計を用いた腐食鋼板の実用的板厚評価法に関する研究, 土木学会第66回年次学術講演会, I-539, pp.1077-1078, 2011.
- 11) 村越潤, 高橋実, 飯塚拓英, 小野秀一: 腐食鋼部材の残存板厚計測への各種計測技術の適用性の検討, 構造工学論文集, Vol.59a, pp.711-724, 2013.3
- 12) 土木学会: 腐食した鋼構造物の耐久性照査マニュアル, I-226, 2009.3
- 13) 土木学会: 座屈設計ガイドライン, pp.55-66, pp.81-104, pp.149-186, 2005.10
- 14) 国交省国土技術政策総合研究所, 建築研究所: 薄板軽量形鋼造建築物設計の手引き, pp.60-95, 2008.4
- 15) 日本建築学会: 鋼構造座屈設計指針, pp.16-64, pp.197-230, 2000.2
- 16) AISI (American Iron and Steel Institute): COLD-FORMED STEEL DESIGN MANUAL, 1946-1996 50th Commemorative Issue 1996 Edition, PART VIII Test procedures for use with the 1996 edition of the specification for the design of cold-formed steel structural members, pp.14-27
- 17) AISI (American Iron and Steel Institute) Standard: North American Specification for the Design of Cold-formed Steel Structural Members, 2016 Edition

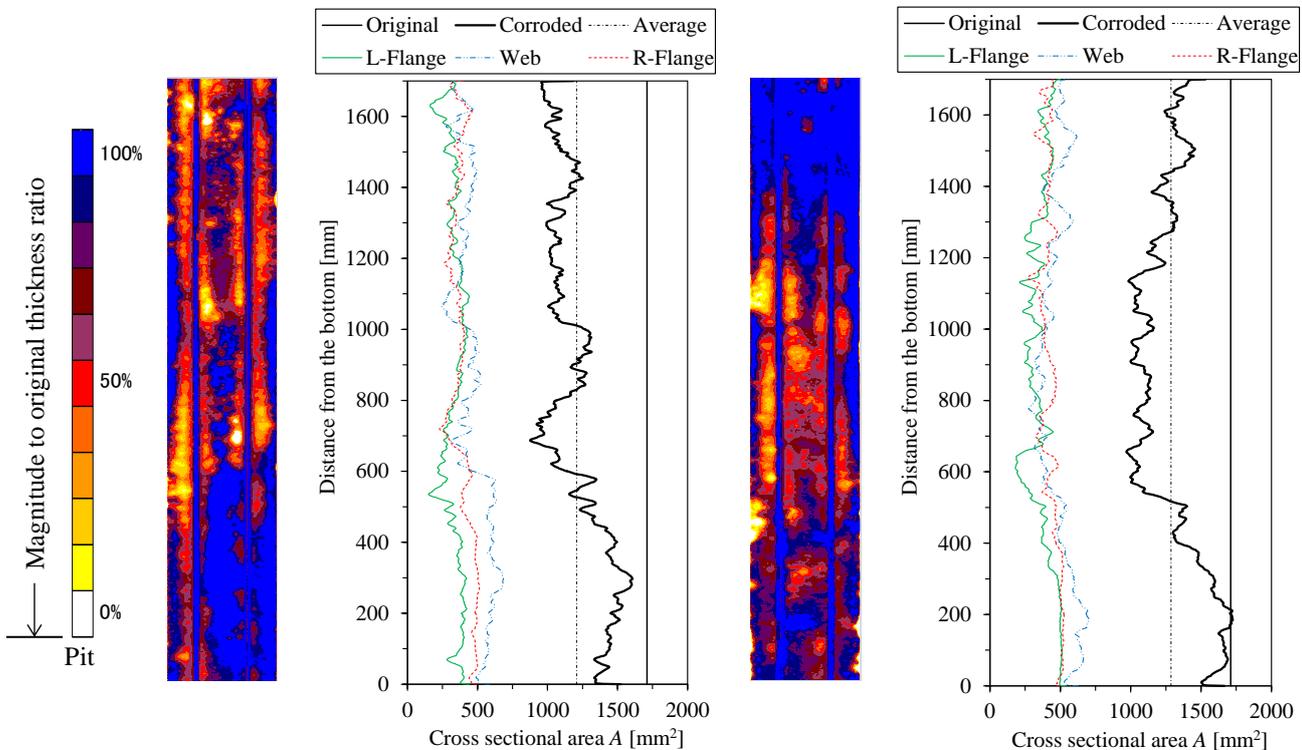
## 第2章 研究対象とした腐食部材の特徴

- 18) 久積和正, 菅野良一, 富永知徳, 今福健一郎, 藤井堅: 自然腐食した溝形鋼および山形鋼の中心軸圧縮挙動とその強度評価, 鋼構造論文集, 第23巻, 第91号, pp.1-15, 2016.9
- 19) 久積和正, 菅野良一, 富永知徳: 腐食した形鋼の局部座屈挙動と耐力評価, 鋼構造論文集, 第25巻, 第99号, pp.67-76, 2018.9

付録

付 2.1 部材軸方向における板厚および断面積の分布

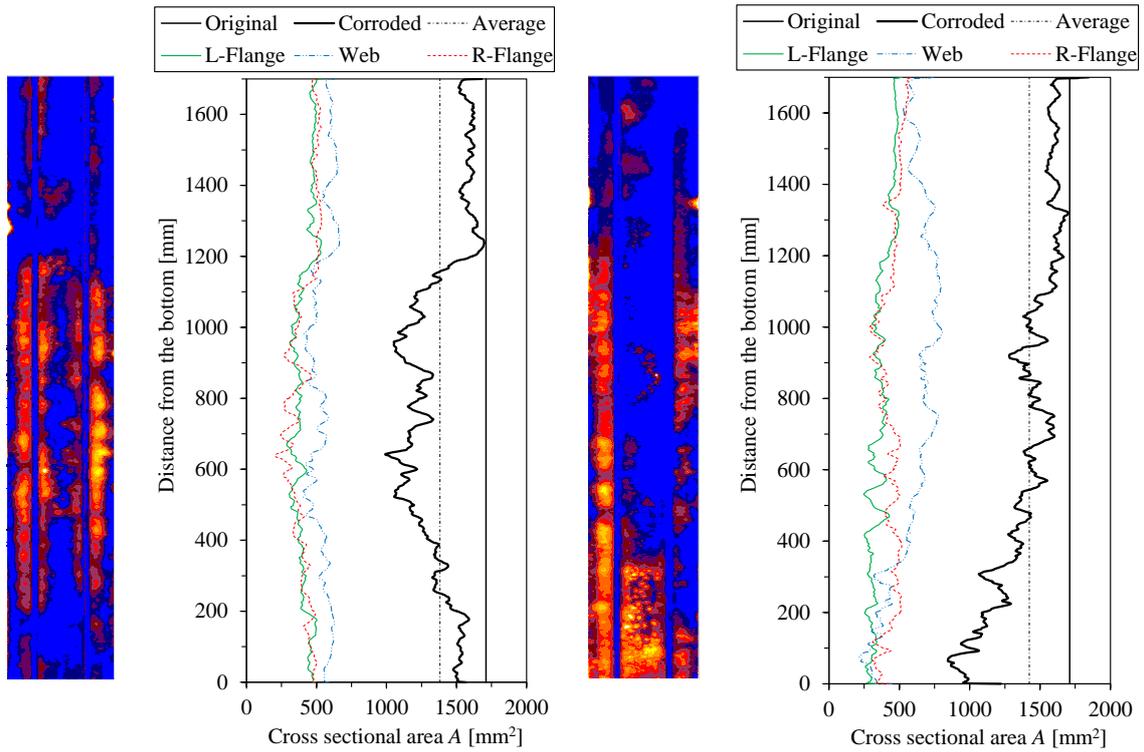
部材軸方向の残存板厚と残存断面積(各板要素, 試験体全体)の分布を元断面積ならびに平均断面積と比較しながら付図 2.1 に示す. 残存板厚については元板厚で基準化して展開図上にコンター表示した. 付図 2.1 中の板厚と断面積の分布より, 腐食の影響で部材軸方向にも幅方向にも, 広範囲に渡って複雑に板厚や断面積が大きく変化し, 著しい局部腐食や比較的均一な腐食を伴う試験体もあることが分かる. 粉塵は隅角部付近に堆積しやすいため, フランジとウェブとの隅角部周辺に減肉が分布する傾向にある. また, フランジとウェブの減肉領域は軸方向で概ね一致しており, 減肉領域が集中している周辺で断面積が大きく変化している様子が確認できる.



(a) C-1 ( $R_{max} = 49\%$ ,  $R_{ave} = 29\%$ )

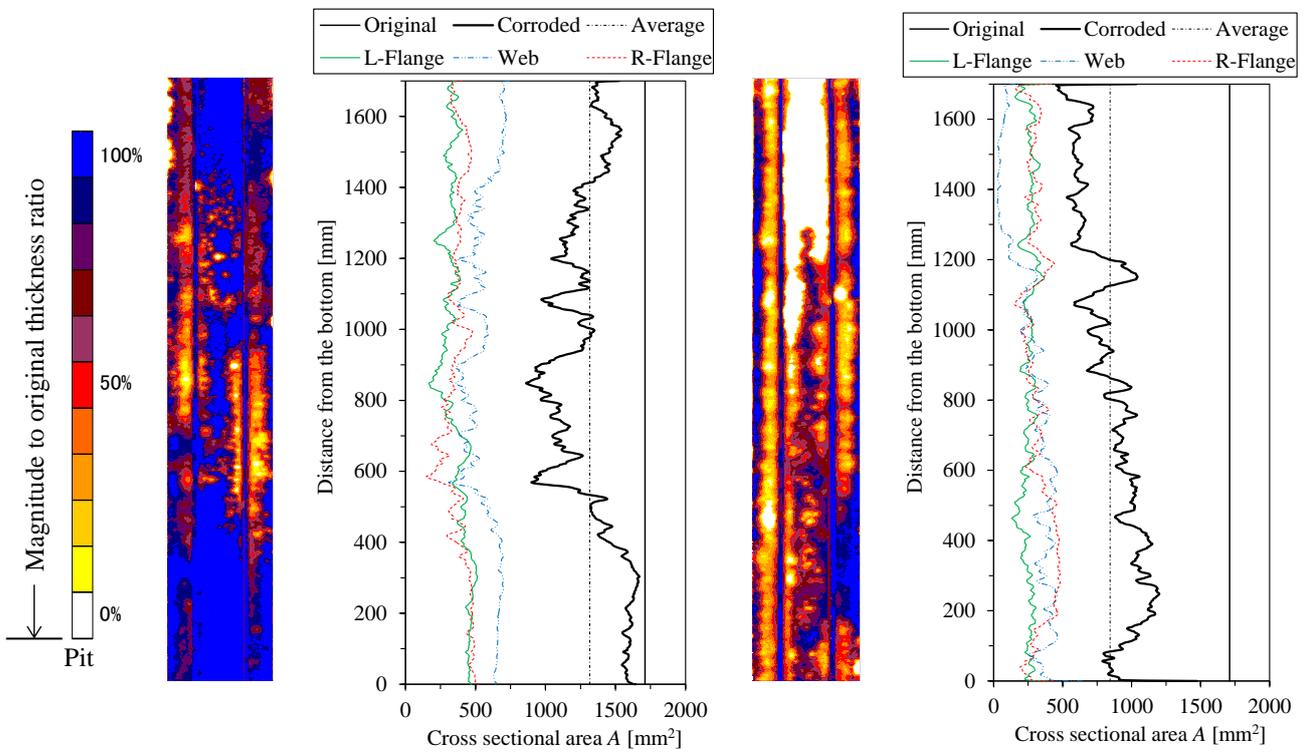
(b) C-2 ( $R_{max} = 43\%$ ,  $R_{ave} = 25\%$ )

付図 2.1 部材軸方向における板厚および断面積の分布



(c) C-3 ( $R_{max} = 42\%$ ,  $R_{ave} = 19\%$ )

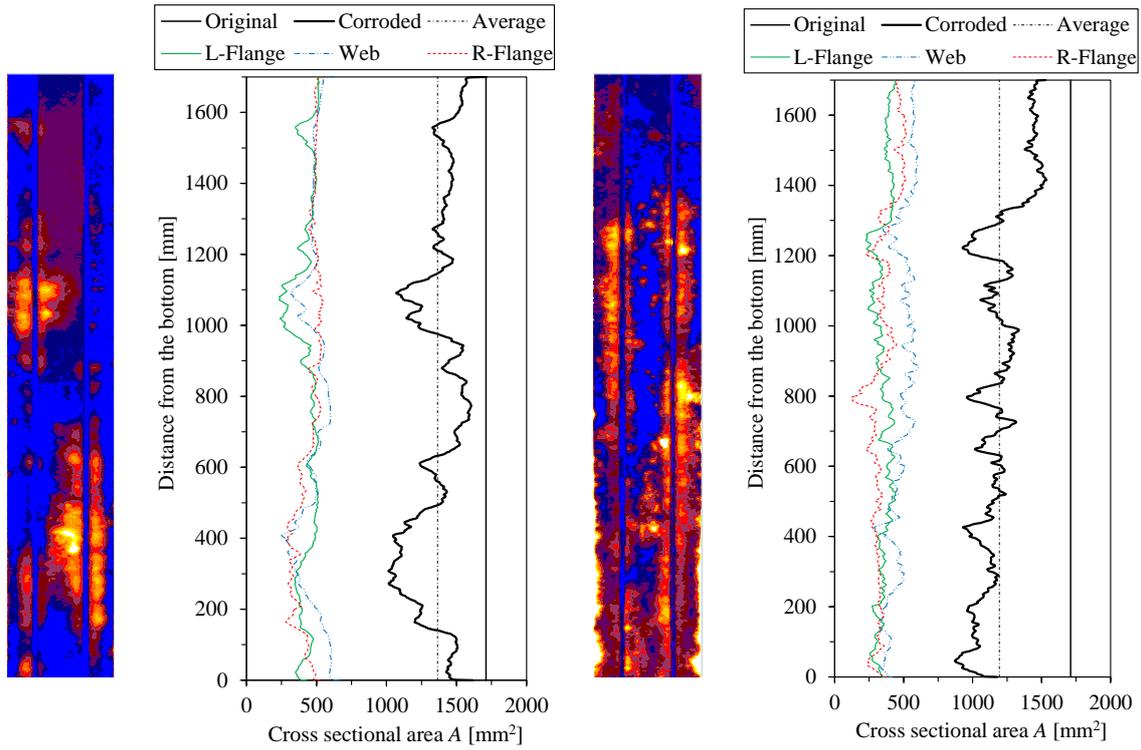
(d) C-4 ( $R_{max} = 51\%$ ,  $R_{ave} = 17\%$ )



(e) C-5 ( $R_{max} = 50\%$ ,  $R_{ave} = 23\%$ )

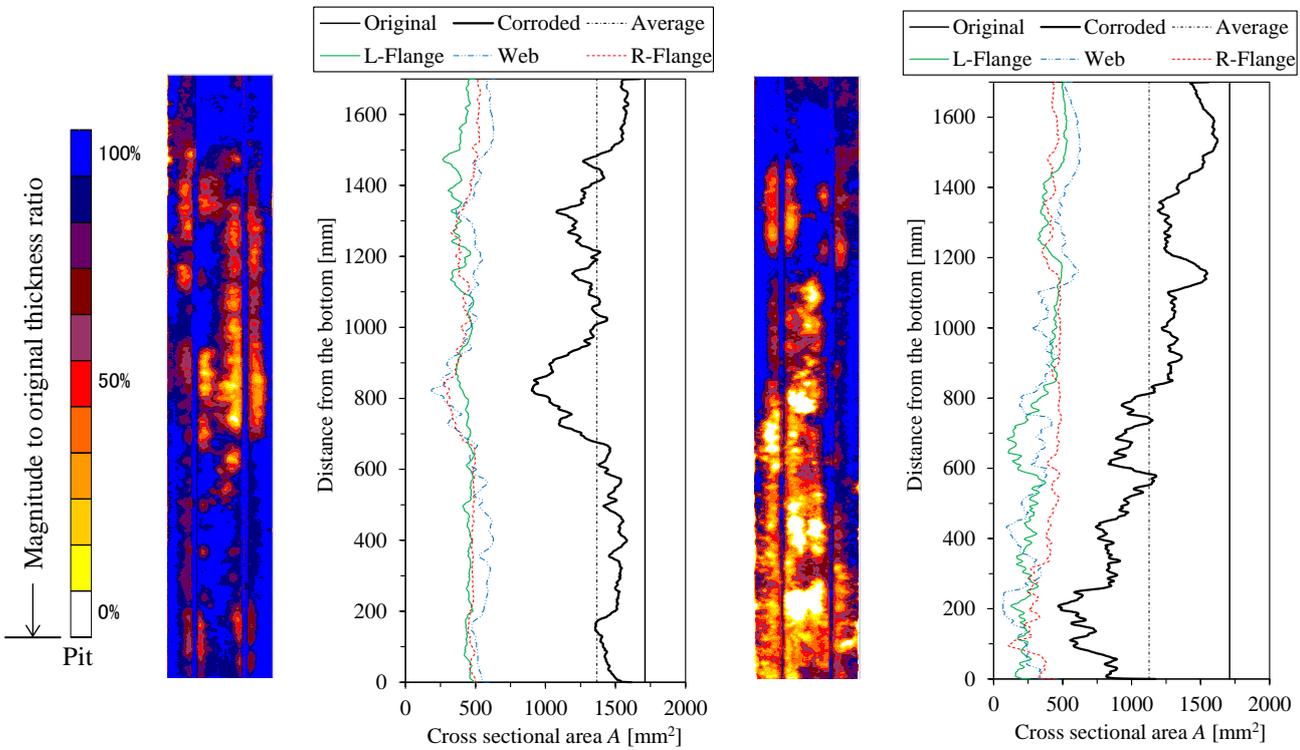
(f) C-6 ( $R_{max} = 74\%$ ,  $R_{ave} = 51\%$ )

付図 2.1 部材軸方向における板厚および断面積の分布(続き)



(g) C-7 ( $R_{max} = 41\%$ ,  $R_{ave} = 20\%$ )

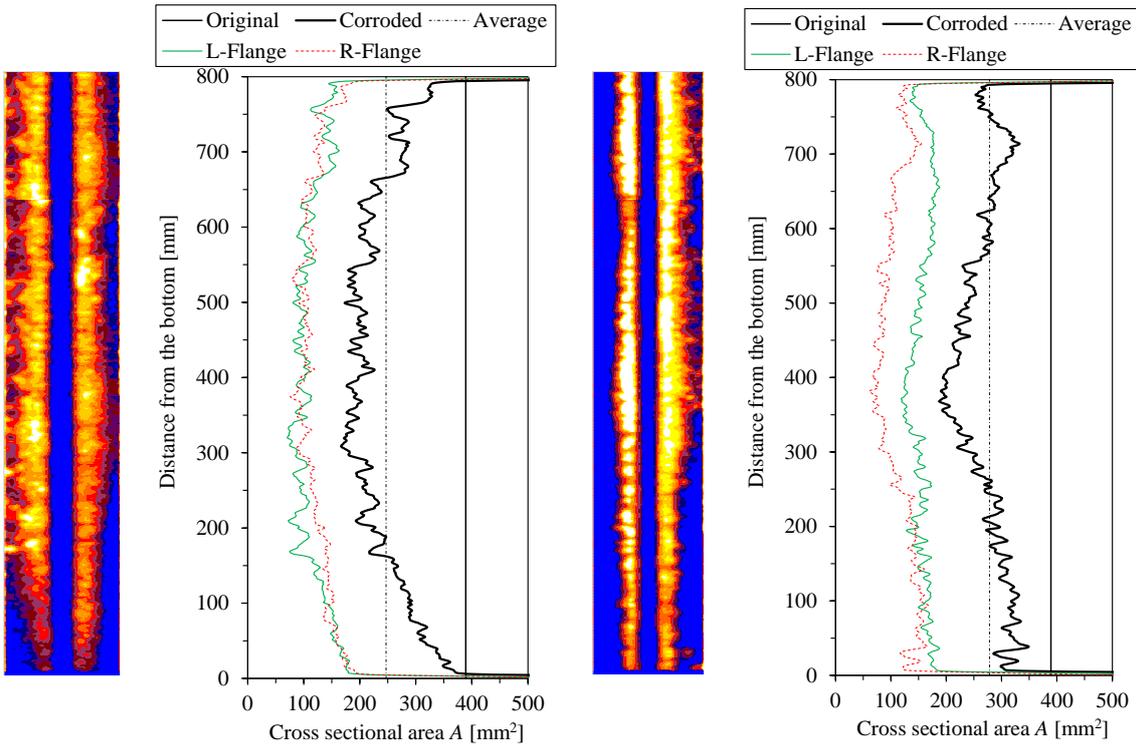
(h) C-8 ( $R_{max} = 49\%$ ,  $R_{ave} = 30\%$ )



(i) C-9 ( $R_{max} = 47\%$ ,  $R_{ave} = 20\%$ )

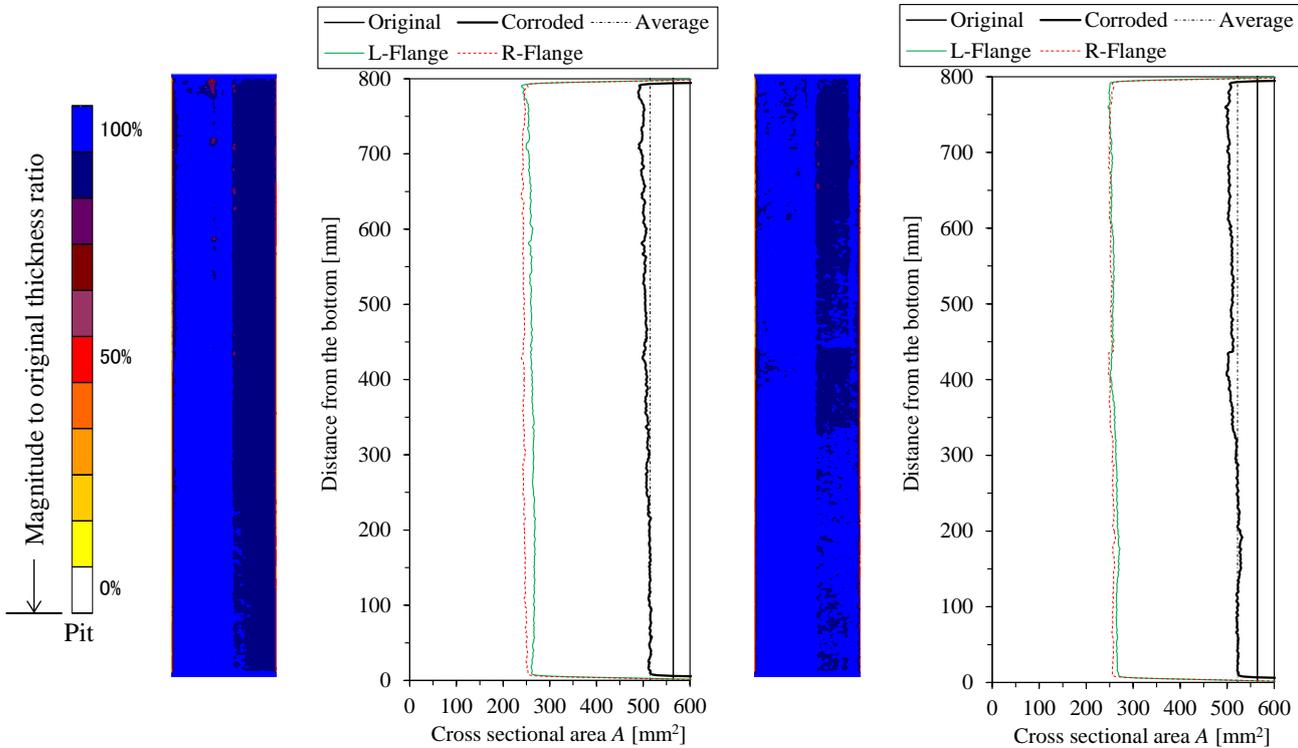
(j) C-10 ( $R_{max} = 73\%$ ,  $R_{ave} = 34\%$ )

付図 2.1 部材軸方向における板厚および断面積の分布(続き)



(k) L-1 ( $R_{max} = 57\%$ ,  $R_{ave} = 39\%$ )

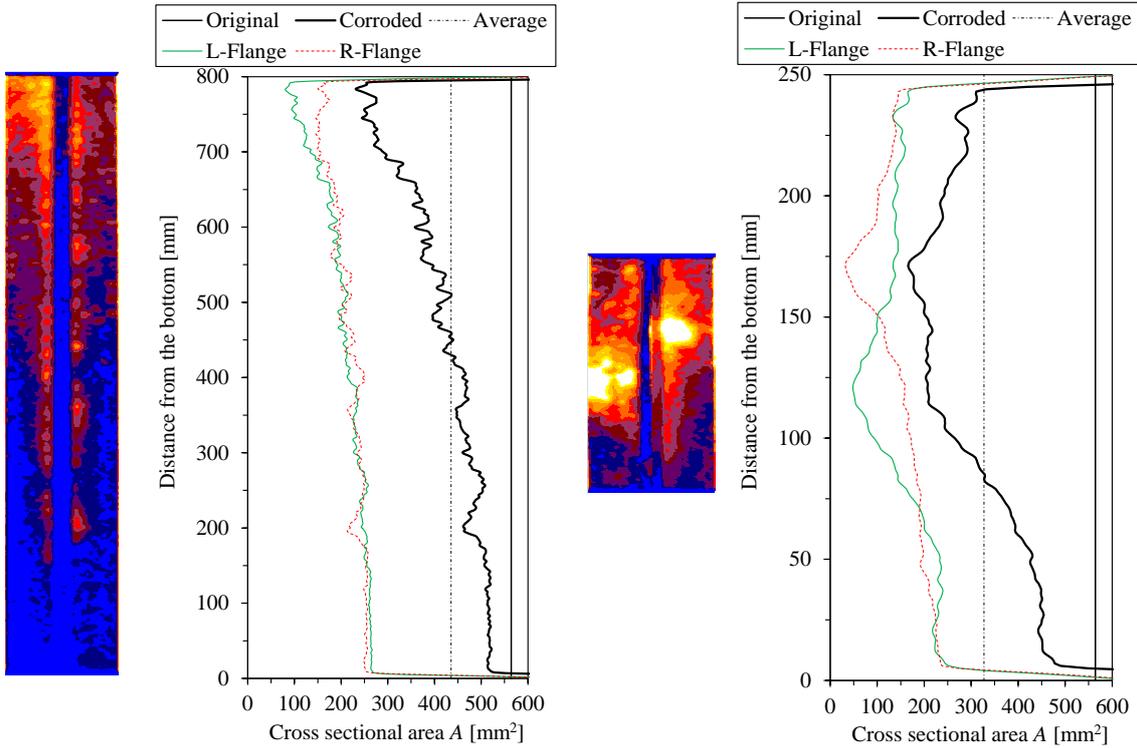
(l) L-2 ( $R_{max} = 52\%$ ,  $R_{ave} = 31\%$ )



(m) L-3 ( $R_{max} = 13\%$ ,  $R_{ave} = 10\%$ )

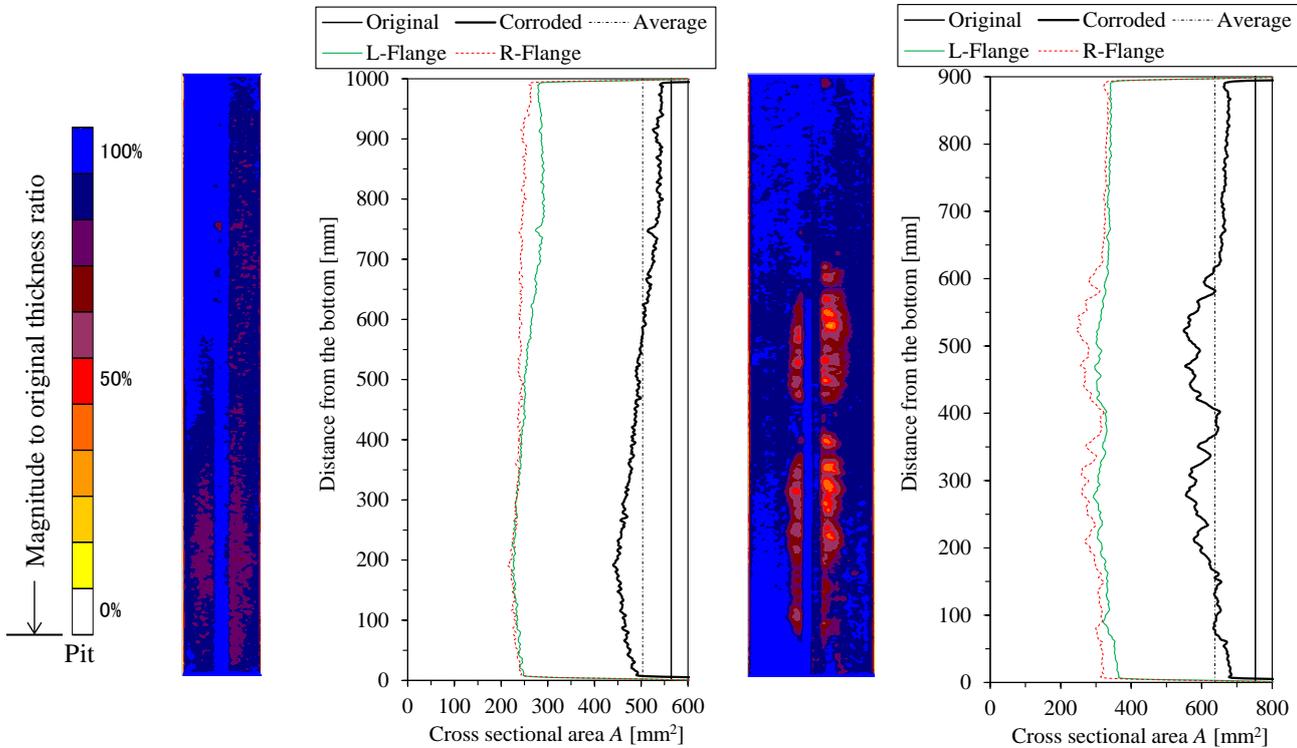
(n) L-4 ( $R_{max} = 12\%$ ,  $R_{ave} = 9\%$ )

付図 2.1 部材軸方向における板厚および断面積の分布(続き)



(o) L-5 ( $R_{max} = 59\%$ ,  $R_{ave} = 24\%$ )

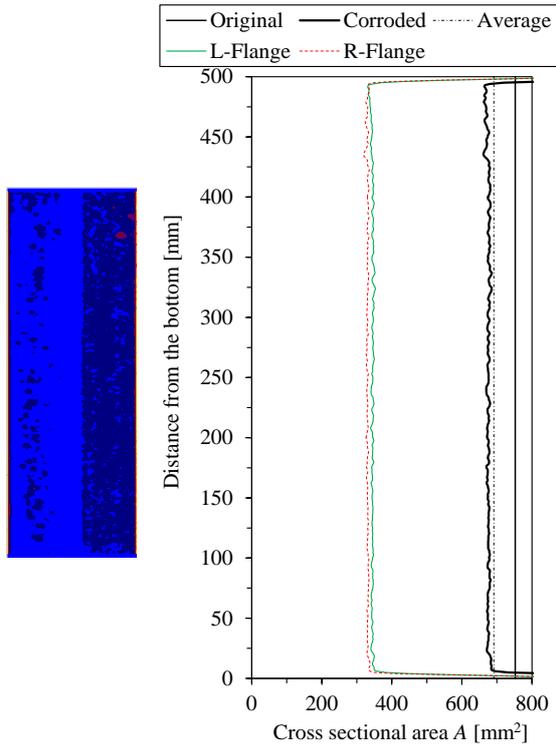
(p) L-6 ( $R_{max} = 71\%$ ,  $R_{ave} = 47\%$ )



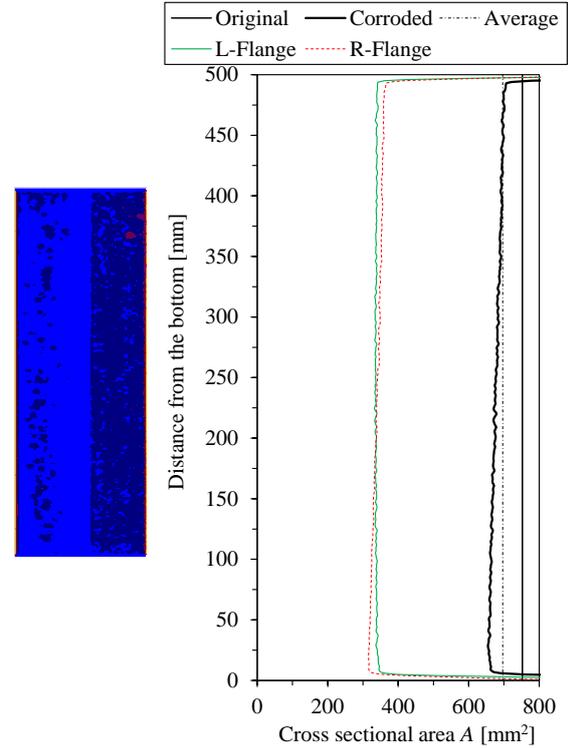
(q) L-7 ( $R_{max} = 22\%$ ,  $R_{ave} = 12\%$ )

(r) L-8 ( $R_{max} = 27\%$ ,  $R_{ave} = 17\%$ )

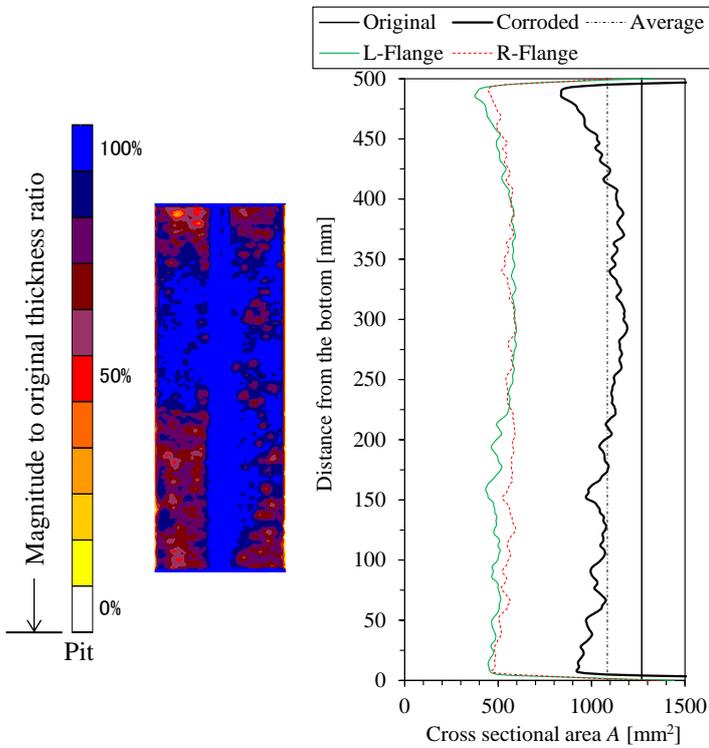
付図 2.1 部材軸方向における板厚および断面積の分布(続き)



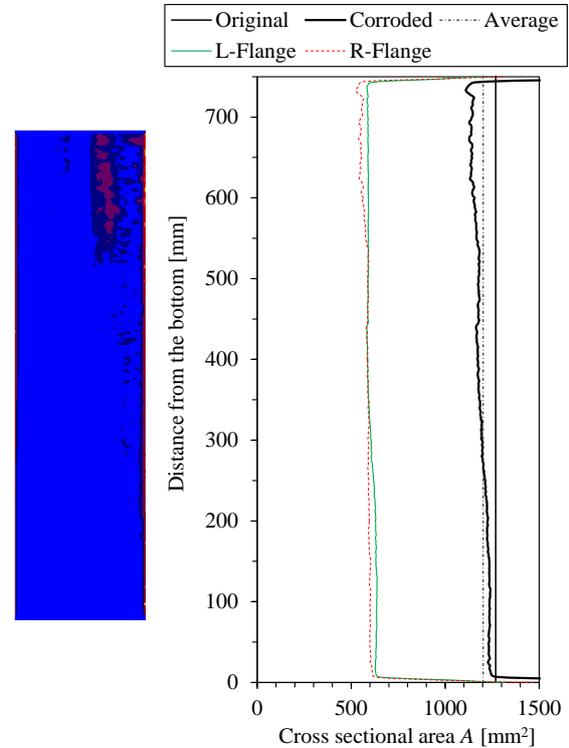
(s) L-9 ( $R_{max} = 12\%$ ,  $R_{ave} = 10\%$ )



(t) L-10 ( $R_{max} = 13\%$ ,  $R_{ave} = 10\%$ )

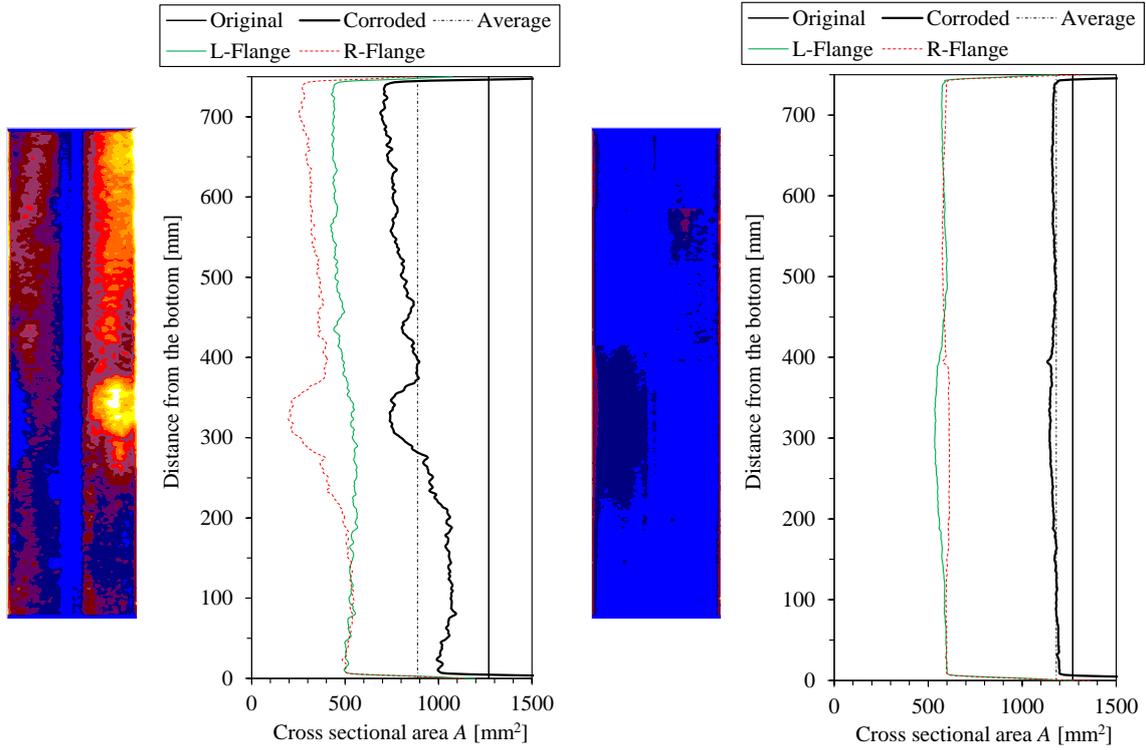


(u) L-11 ( $R_{max} = 34\%$ ,  $R_{ave} = 16\%$ )



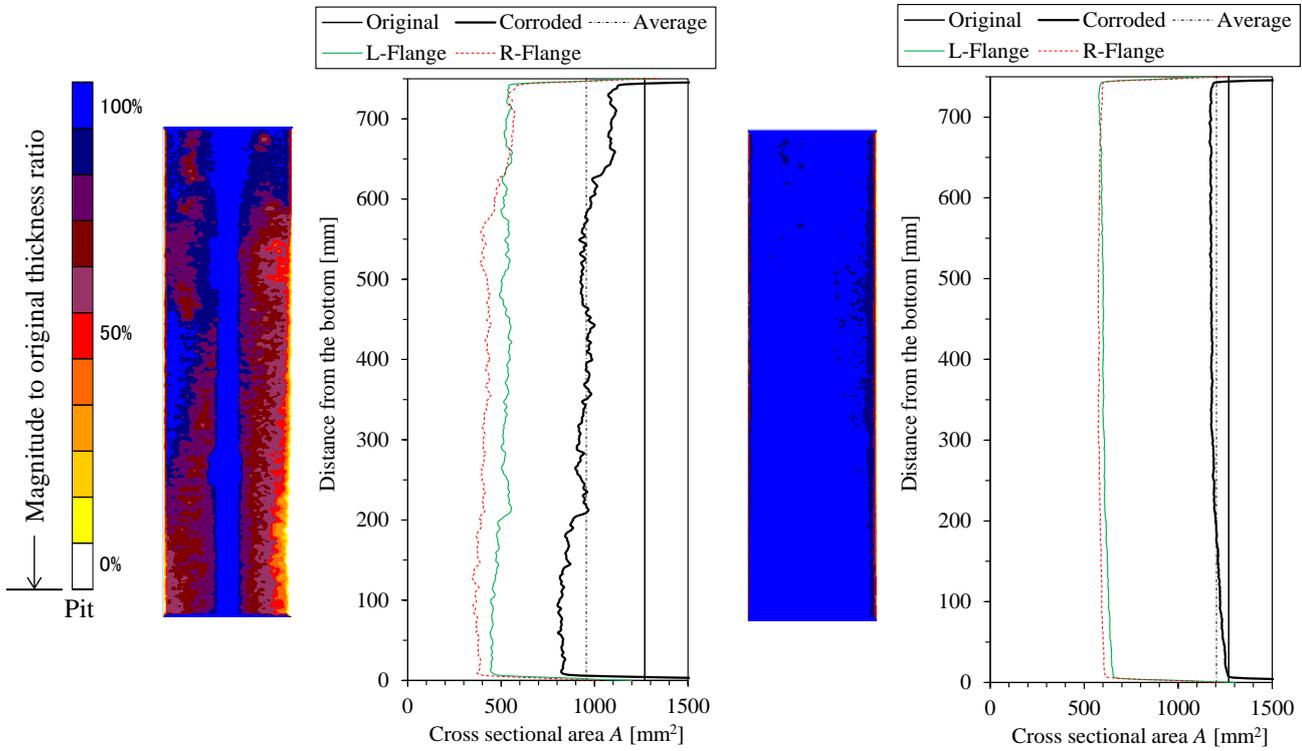
(v) L-12 ( $R_{max} = 13\%$ ,  $R_{ave} = 6\%$ )

付図 2.1 部材軸方向における板厚および断面積の分布(続き)



(w) L-13 ( $R_{max} = 46\%$ ,  $R_{ave} = 31\%$ )

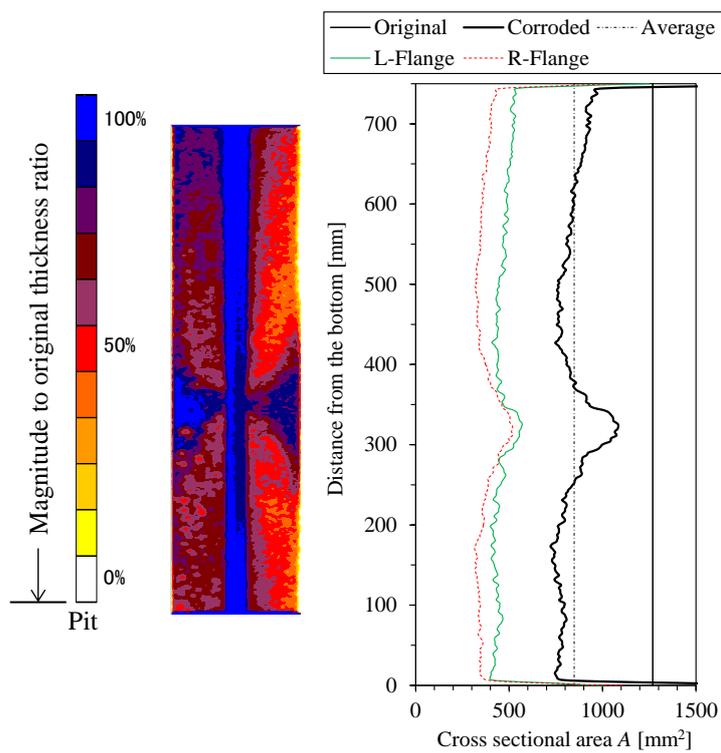
(x) L-14 ( $R_{max} = 11\%$ ,  $R_{ave} = 8\%$ )



(y) L-15 ( $R_{max} = 37\%$ ,  $R_{ave} = 26\%$ )

(z) L-16 ( $R_{max} = 8\%$ ,  $R_{ave} = 6\%$ )

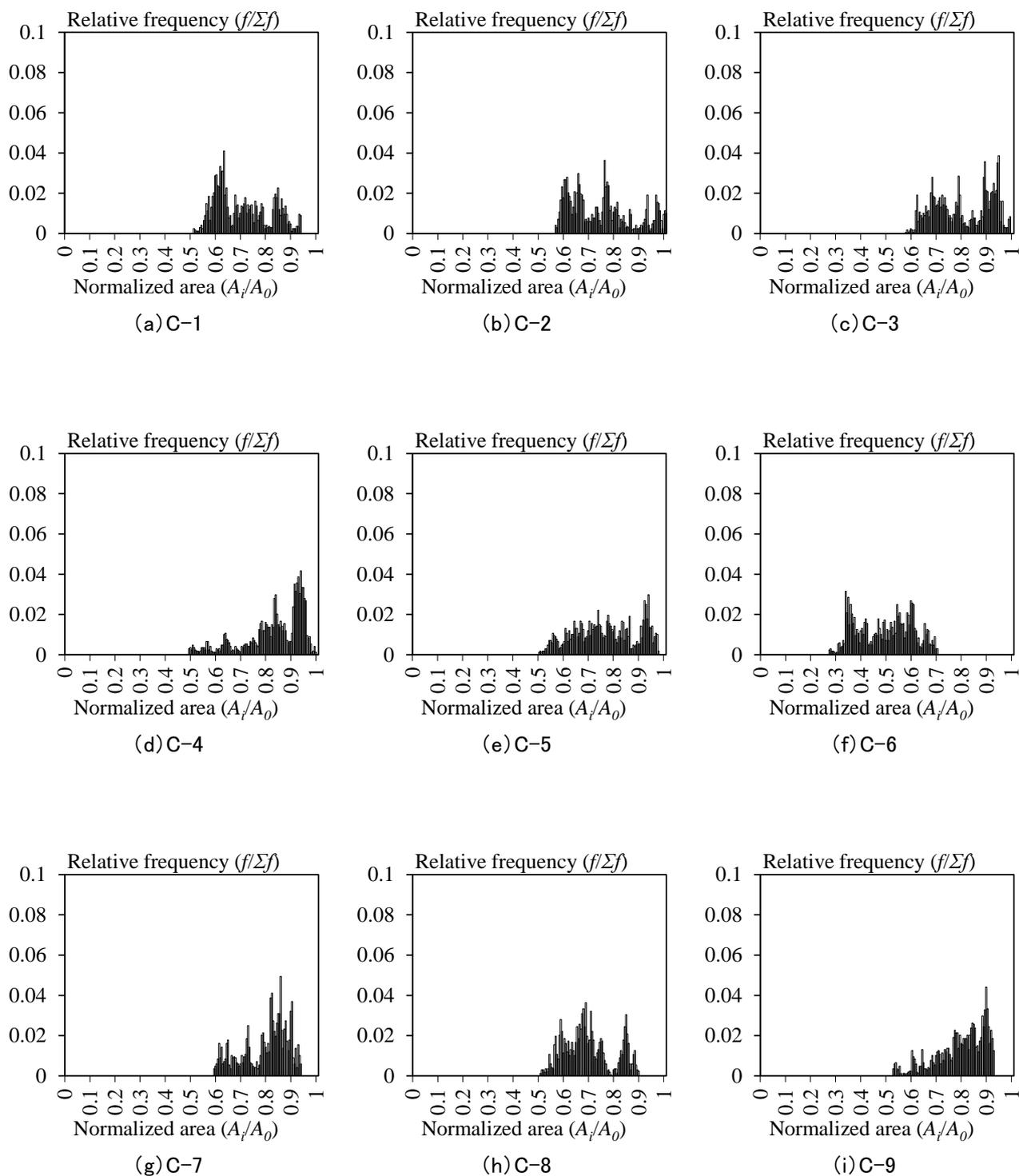
付図 2.1 部材軸方向における板厚および断面積の分布(続き)



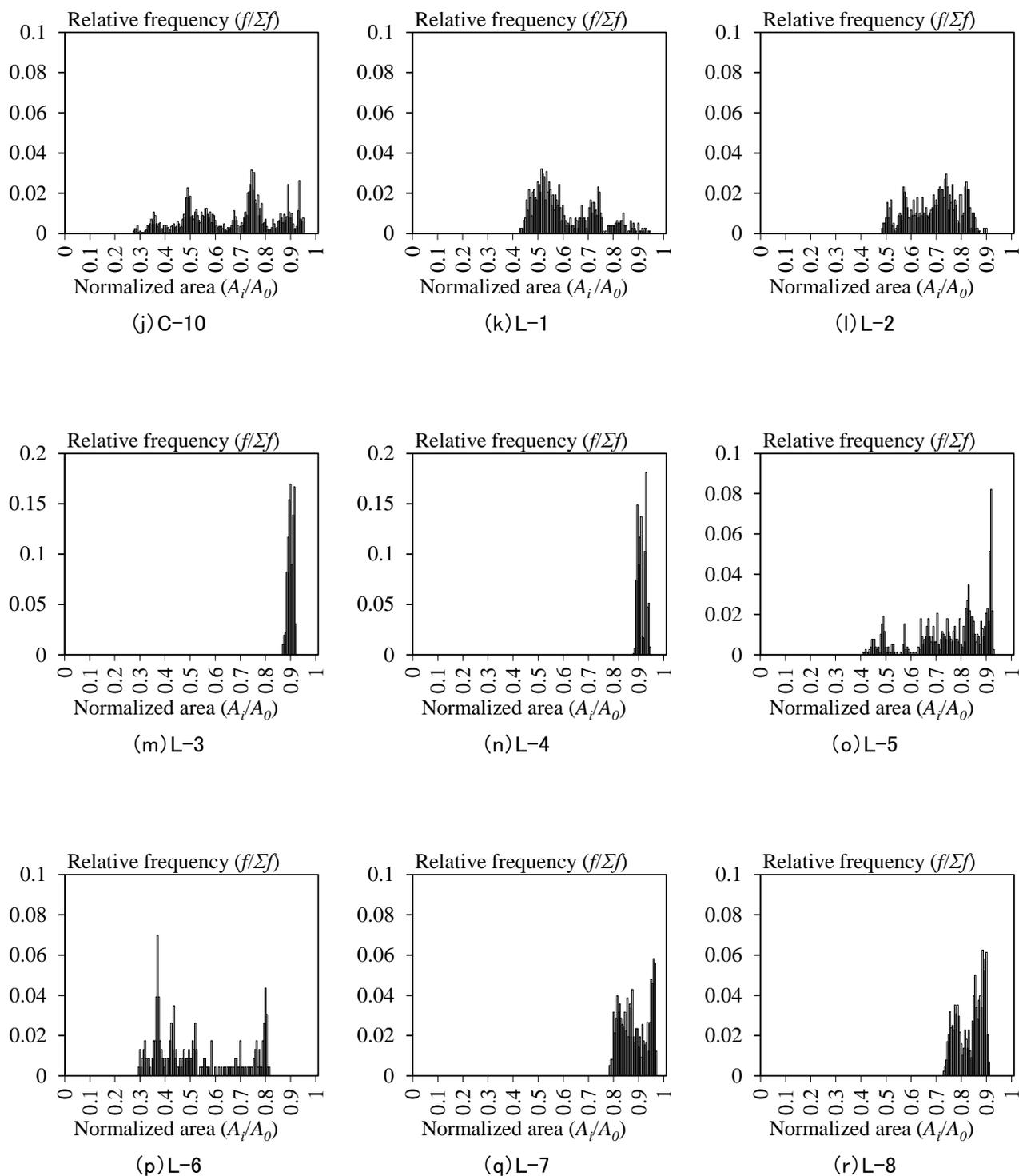
(aa) L-17 ( $R_{max} = 43\%$ ,  $R_{ave} = 34\%$ )

付図 2.1 部材軸方向における板厚および断面積の分布(続き)

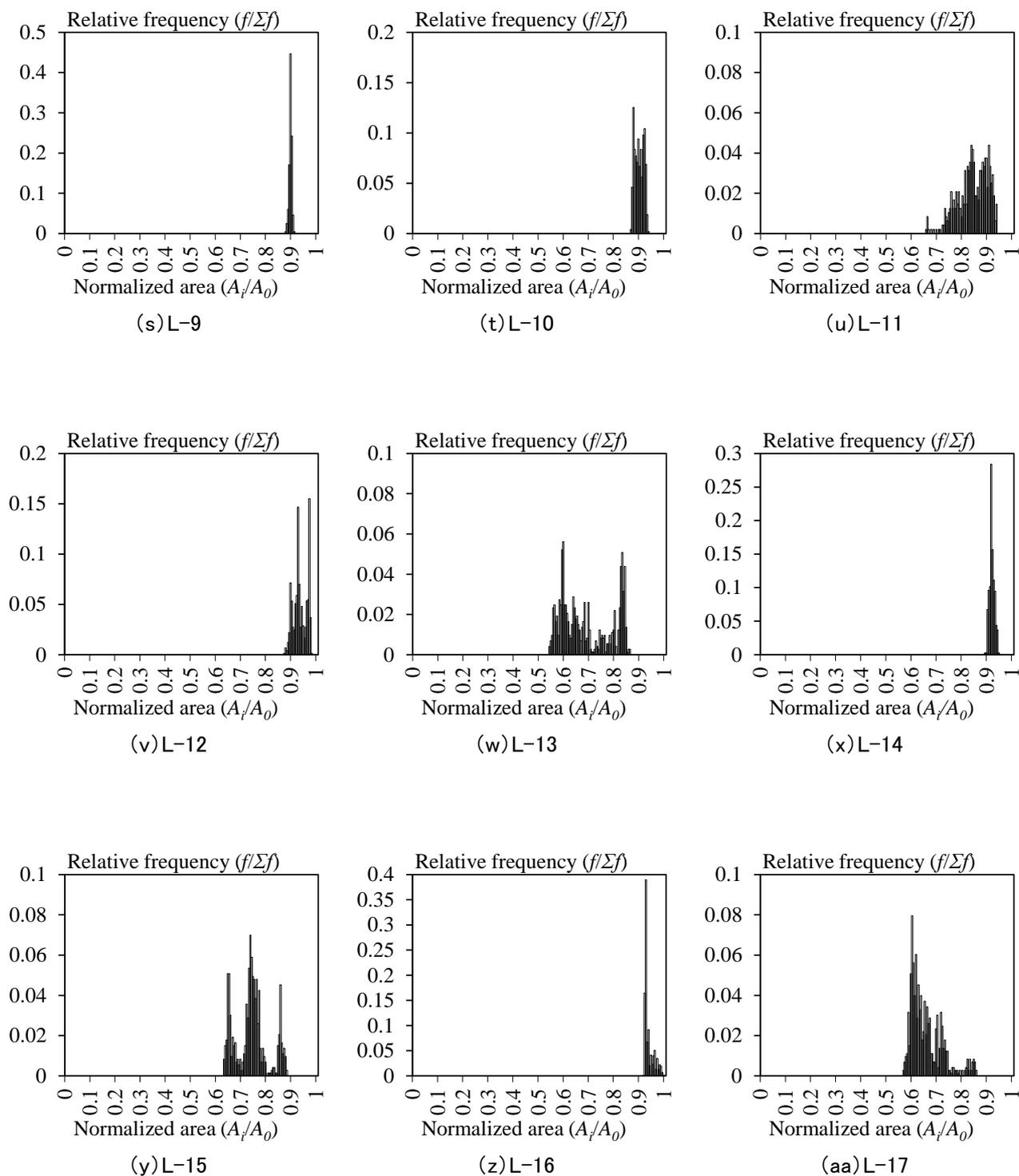
付 2.2 断面積の相対度数分布



付図 2.2 断面積の相対度数分布



付図 2.2 断面積の相対度数分布(続き)



付図 2.2 断面積の相対度数分布(続き)

### 第3章 腐食部材の圧縮試験を通じた座屈挙動分析と全体座屈耐力評価

#### 3.1 概説

本章では、腐食した溝形鋼および山形鋼を対象とした中心軸圧縮試験を行い、その座屈挙動を観察・分析すると共に、3次元レーザー変位計を用いて得られた表面形状データに基づくFEM解析を通じて、腐食の程度による終局モードの相違についても考察を加える。さらに、それらの結果を参考にして、腐食した鋼部材の全体座屈耐力式を提案する。

#### 3.2 腐食した溝形鋼および山形鋼の中心軸圧縮試験

##### 3.2.1 実験方法

試験体の荷条件および荷状況をそれぞれ図3.1および写真3.1に示す。試験体は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の下、健全時の断面図心を中心軸とした圧縮試験を行った。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た。荷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た。試験体が最大耐力に到達した後、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、試験では試験体へのひずみゲージ貼付や軸直角方向の変位計設置は行わなかった。

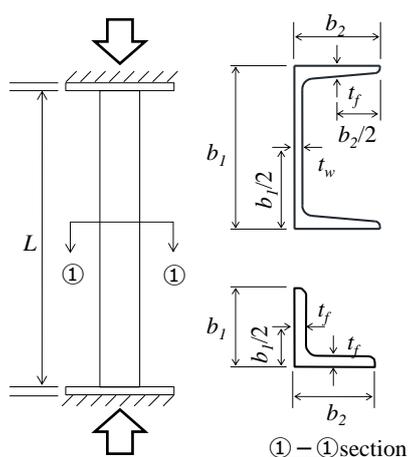


図3.1 試験体の荷条件



写真3.1 荷状況

### 3.2.2 実験結果

図3.2は、溝形鋼および山形鋼の代表的な試験体について、試験後の写真、断面積の軸方向変化、さらに荷重-軸方向変位の関係を示したものである(全試験体については本章付録の付図3.1に示す)。荷重-変位関係については、載荷荷重  $P$  および軸方向変位  $\delta$  をそれぞれ下式に示す降伏耐力  $P_y$  および降伏変位  $\delta_y$  で基準化して示している。

$$P_y = \sigma_y A_{min} \quad (3.1)$$

$$\delta_y = \frac{\sigma_y L}{E} \quad (3.2)$$

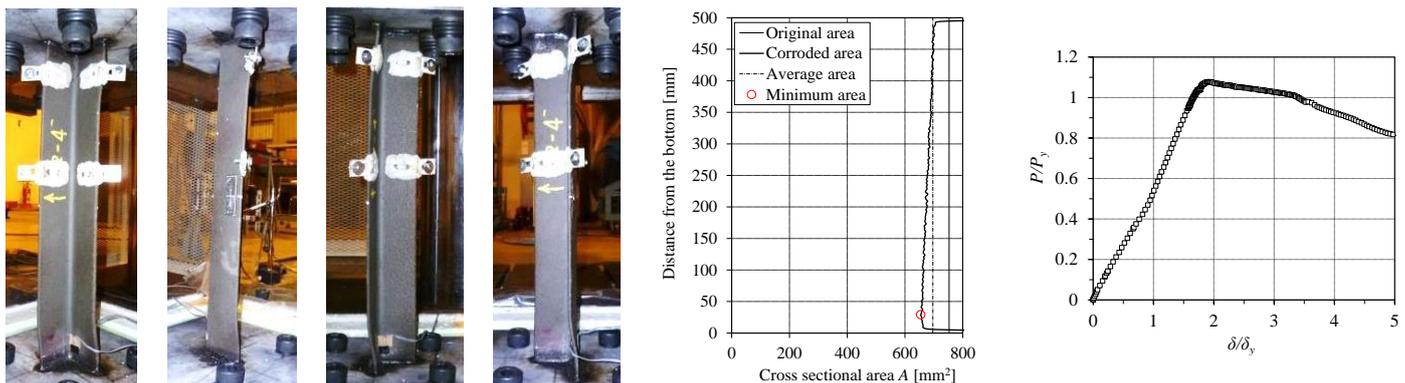
ここで、 $\sigma_y$  は降伏応力 ( $\text{N/mm}^2$ )、 $A_{min}$  は部材軸方向の最小断面積 ( $\text{mm}^2$ )、 $L$  は部材長さ ( $\text{mm}$ )、 $E$  はヤング係数 ( $\text{N/mm}^2$ ) である。ここでの降伏耐力  $P_y$  は式(3.1)で示すように、部材軸方向で異なる降伏耐力のうち、最小断面積  $A_{min}$  を用いて算出した最小値と定義した。図3.2より、(a)L-10 や (b)L-1 のように比較的均一な腐食を有する試験体は部材全体でなだらかに曲げ変形を生じているケースが多く、一方、(c)C-2 や (d)C-4 のような断面積の変化が大きい試験体や孔食を有する試験体では、その断面減少位置で局部的に変形するなど、複雑な変形モードを呈している様子が認められる。

表3.1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耐力であり、 $\sigma_{max}$  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 ( $=P_{max}/A_{min}$ )。細長比パラメータ  $\lambda_n$  は式(3.3)で定義され、式中の  $\lambda$  は3次元データから得られる最小断面積  $A_{min}$  とその位置における弱軸周りの断面二次モーメント  $I_{min}$  を用いて式(3.4)により定めたものである。

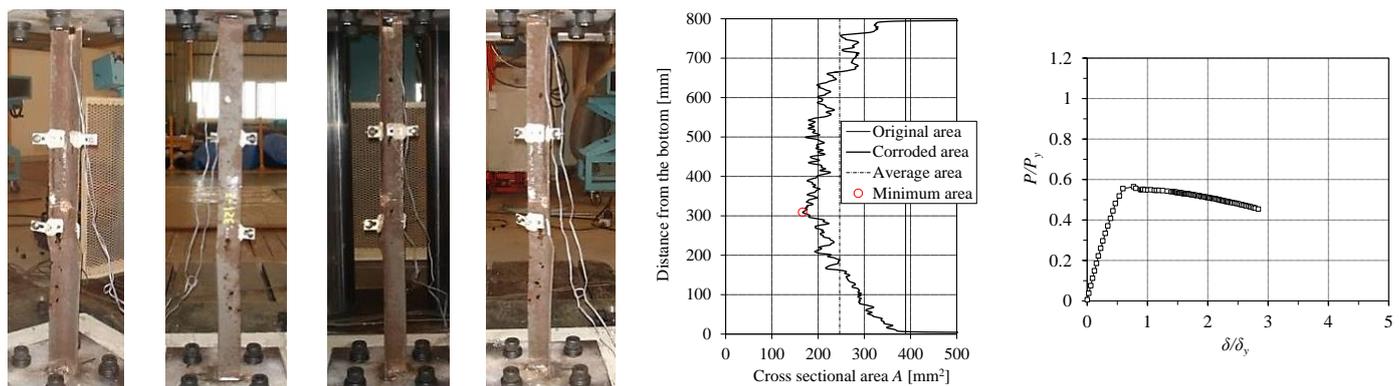
$$\lambda_n = \frac{\lambda}{\pi} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \quad (3.3)$$

$$\lambda = \frac{L_k}{\sqrt{\frac{I_{min}}{A_{min}}}} \quad (3.4)$$

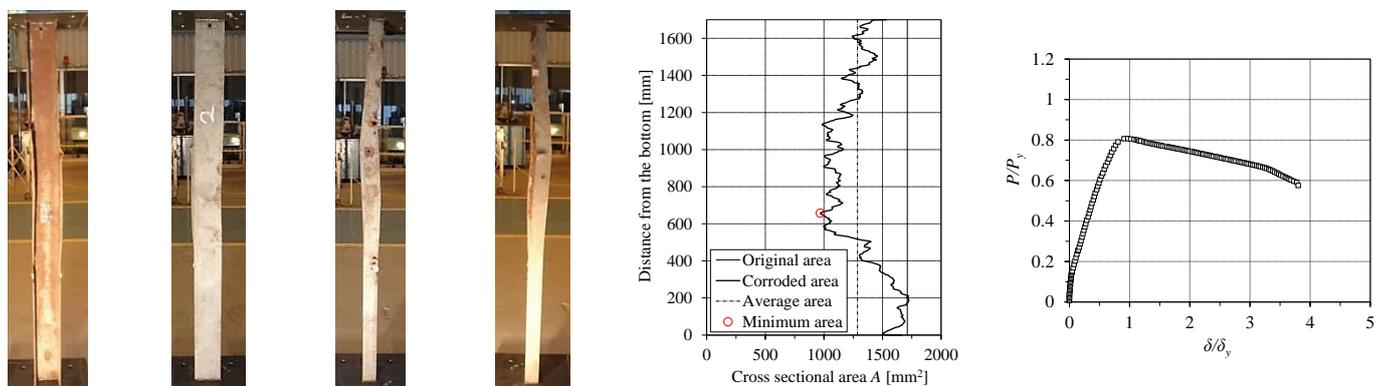
ここで、 $L_k$  は有効座屈長 ( $\text{mm}$ ) であり、両端固定とした支持条件を考慮して、部材長さ  $L$  の  $1/2$  とした。表3.1中の細長比パラメータ  $\lambda_n$  は0.16から0.84の範囲に分布していることから、試験体は比較的大きな座屈耐力を持つ柱と言え、 $\sigma_{max}$  を降伏応力  $\sigma_y$  で基準化した最大耐力  $\sigma_{max}/\sigma_y$  は0.27から1.37といった広い範囲に分布している。この中で、 $\sigma_{max}/\sigma_y$  がおおよそ1を上回った試験体は断面の降伏を伴ったケースであると考えられる。



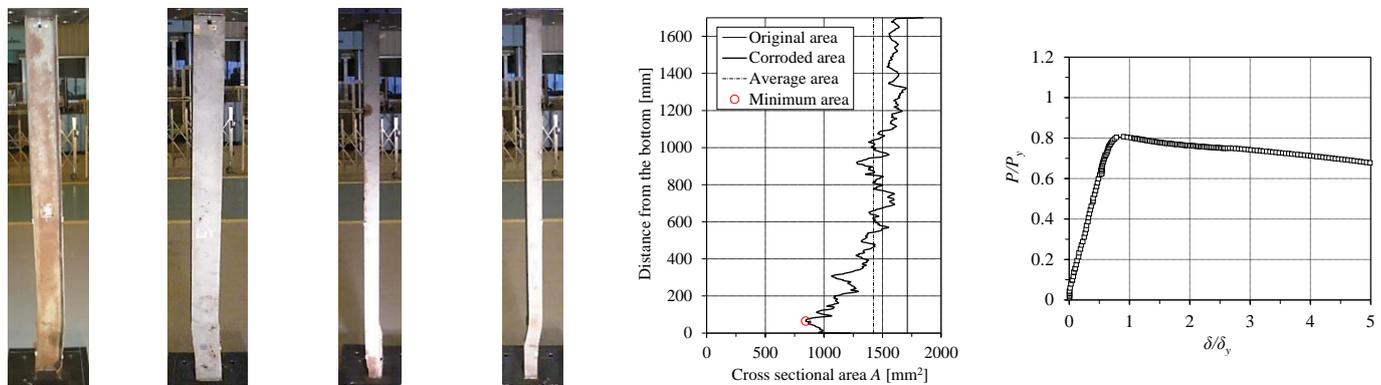
(a)L-10(左から, 試験後の写真, 断面積の軸方向変化, 荷重-軸方向変位の関係)



(b)L-1(左から, 試験後の写真, 断面積の軸方向変化, 荷重-軸方向変位の関係)



(c)C-2(左から, 試験後の写真, 断面積の軸方向変化, 荷重-軸方向変位の関係)



(d)C-4(左から, 試験後の写真, 断面積の軸方向変化, 荷重-軸方向変位の関係)

図 3.2 実験結果の一例

表 3.1 実験結果の概要

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

表 3.1 には観察された試験体の終局時のモードも併せて示す。最大耐力発揮後に目視観察された変形状況と  $\sigma_{max}/\sigma_y$  の値による断面降伏の有無を拠りどころとして以下の4つのモードに分類した。

- 1) 断面降伏後に全体座屈するモード (Yield)
- 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)

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、局部的な腐食によって断面主軸が回転した曲げ変形なのかが実験結果からは明確ではなかったため、ここでは、まとめて全体座屈として取扱うこととした。なお、C-6とL-2は孔食サイズが400mm程度と大きく、他の腐食部材とは異なる複雑な変形挙動を示したため、モードを特定できなかった。

図 3.2 にも示すように、最終的に全体座屈を生じた 1), 2) のモードでは最大耐力までほぼ線形的に挙動し、最大耐力発揮後は緩やかに荷重が低下する挙動を示した。局部座屈の後に全体座屈を生じた 3) のモードでは、局部座屈による剛性低下を伴いながら最大耐力に達し、その後、比較的粘りのある挙動が観察された。一方、局部座屈だけが発生した 4) のモードでは、最大耐力に到達後、急速に荷重が低下する現象が見られた。図 3.2 に示した断面積分布状況と最終的な変形状況との対応を照らし合わせると、3), 4) のモードの局部座屈は腐食により生じた減肉部あるいは孔食部の局部変形に伴って発生したと推定される。

図 3.3 には最大耐力  $P_{max}$  と最大耐力  $P_{max}$  との関係、ならびに平均断面積  $A_{ave}$  と最小断面積  $A_{min}$  との関係を示す。最大耐力と最小断面積はほぼ比例関係にあり、両者の相関は顕著に高いことが認められる(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。一方、最大耐力を決定づける傾向が強い断面減少部の情報が断面積の平均化によって薄まってしまうため、局所的な断面減少を有する腐食性状の場合は、最大耐力と平均断面積との相関が比較的小さくなると考えられる(相関係数 0.72)。

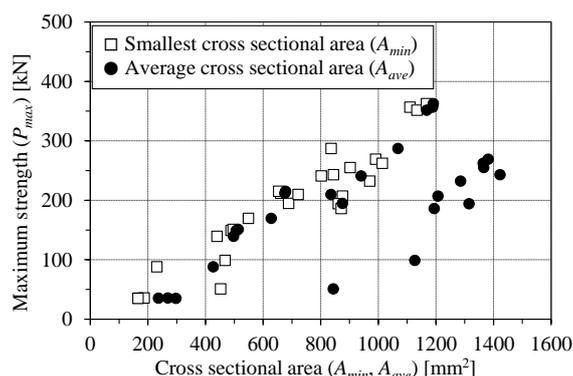


図 3.3 最大耐力  $P_{max}$  と断面積  $A$  との関係

### 3.3 FEM による再現解析

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は把握できたが、最大耐力に至るまでの挙動や最大耐力を決定したメカニズムは十分に分析できていない。これは、腐食によって部材の幾何形状が軸方向にも断面方向にも複雑に変化することに加えて、部材表面の凹凸の影響でひずみゲージ貼付による詳細な挙動測定が困難であったことによる。そこで、3次元計測から得た幾何情報を直接反映した FEM モデルを作成して解析を行い、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る。ここでは、汎用有限要素解析コード MARC (Ver.2014) を用いた弾塑性大変形解析を行い、腐食部材の座屈挙動の再現解析を行う。

### 3.3.1 FEMモデルの概要

本検討で対象とした試験体は、腐食の程度の範囲が広く、孔食も発生していることから、減肉部や孔食周辺での局所的な変形や耐力に影響を及ぼす孔食そのものの再現性を考慮する必要がある。腐食した構造部材の耐久性を対象とした研究<sup>1),2)</sup>によれば、腐食した鋼管の座屈現象に対して約8mm×8mmサイズのシェル要素により精度良く解析可能であると報告されている。そこで本研究では、試験体で確認された孔食の最小サイズ(6mm)よりも要素サイズを小さくすることで孔食周辺の再現精度を確保しつつ、計算量とのバランスを考慮して、**図3.4**のように2mm×2mmサイズのシェル要素でモデル化することとした。各有限要素の板厚は、2mm×2mmの各要素内に含まれる9点の板厚データを平均化して一定値として与えたが、このような板厚の平均化操作によって、孔食部を十分に再現できない試験体も生じた。これを解消するため、孔食部の再現性をグラフィックスで逐次確認しながら、平均板厚が0.1mm程度に満たない極端に薄い要素をFEMモデルから取り除き、孔食として取り扱うといった工夫を行った。応力-ひずみ関係は、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て定めた真応力-真ひずみ関係を適用した。なお、今回のモデル化では、藤井ら<sup>2)</sup>や杉浦ら<sup>3)</sup>にならって、残留応力や初期たわみは与えていない。初期たわみについては、**図3.5**の腐食減肉した部材のシェル要素へのモデル化のイメージから分かるように、腐食部材の計測データ自体に、それに類する変形が含まれていると考えられる。

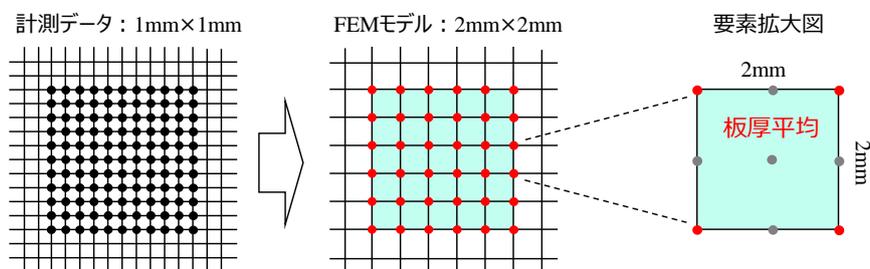


図 3.4 要素作成および板厚平均化の方法

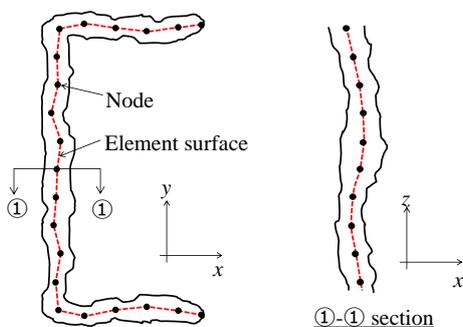


図 3.5 シェル要素によるモデル化のイメージ

### 3.3.2 解析結果

FEMによる再現解析の一例として、試験体C-8の解析結果(図中の2mm×2mmのケースを参照)と実験結果とを比較して図3.6に示す。両者の荷重-変位関係は良好な対応を示している。参考までに、今回採用しなかった10mm×10mm要素サイズの解析結果も併せて示すが、耐力を過大に評価している様子が分かる。これは、要素サイズが大きいため、局部的な板厚減少や孔食を表現できなかったことが原因と考えられる。表3.2には、実験と解析で得た最大耐力、そして両者の比を示す。図3.7は、実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3.7中の破線に挟まれる領域)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解析は実験結果を良好に再現していると言える。なお、腐食部材の残留応力に関する既往の知見がほとんどないため、今回のFEM解析では残留応力を考慮していないが、図3.6に示した実験と解析の両結果の比較的良好な対応関係を踏まえると、その影響は大きくないと考えられる。

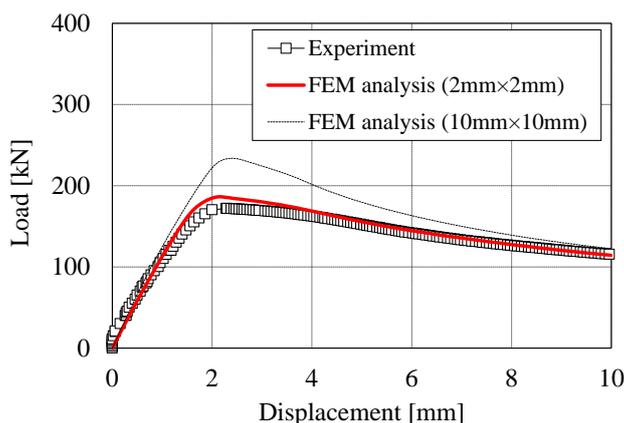


図 3.6 解析結果例(C-8)

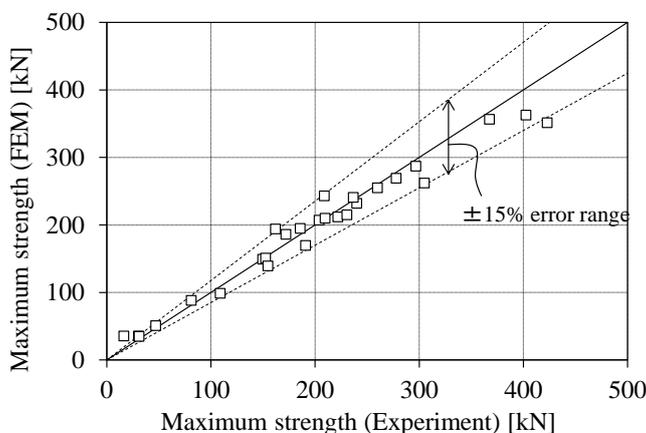


図 3.7 実験とFEM解析の最大耐力の比較

表 3.2 FEM 解析結果

Specimen name	Ratio of maximum area loss to original area $R_{max}$ [%]	Maximum strength [kN]		FEM/Experiment
		Experiment	FEM analysis	
C-1	49	204	207	1.01
C-2	43	240	232	0.97
C-3	42	278	269	0.97
C-4	51	209	243	1.16
C-5	50	162	194	1.20
C-6	74	47	50.7	1.08
C-7	41	305	262	0.86
C-8	49	172	186	1.08
C-9	47	260	255	0.98
C-10	73	109	98.7	0.91
L-1	57	31	35.3	1.16
L-2	52	17	16.9	1.02
L-3	13	150	149	1.00
L-4	12	152	151	0.99
L-5	59	81	88.1	1.09
L-6	71	31	35.0	1.12
L-7	22	155	139	0.90
L-8	27	191	169	0.89
L-9	12	222	212	0.95
L-10	13	231	215	0.93
L-11	34	297	287	0.97
L-12	13	368	357	0.97
L-13	46	186	195	1.05
L-14	11	423	351	0.83
L-15	37	237	241	1.02
L-16	8	402	363	0.90
L-17	43	210	210	1.00

### 3.4 座屈モードの分析

#### 3.4.1 解析ケース

ここでは、座屈モードを詳細に分析するために、前節の再現解析モデルに異なる境界条件を導入した解析を行った。具体的には、座屈モードを判定するためのものであり、再現解析モデル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。この解析で得る耐力が再現解析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、両者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意味する。本節の解析で導入した拘束条件を図3.8に示す。変位拘束点間における部材の全体座屈を防ぎつつ、局部座屈の発生に影響を及ぼさないように、既往の文献<sup>4),5)</sup>を参考として、板要素同士が接合された隅角部において板要素の最小幅の3倍間隔で部材軸直角方向の変位を拘束した。

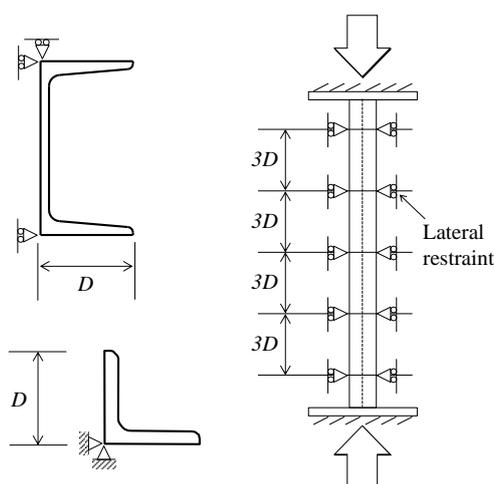


図 3.8 全体座屈を拘束した解析の拘束条件

### 3.4.2 座屈モードの判定

再現解析ならびに部材軸直交方向の変形拘束有りの2ケースの解析結果に基づいて座屈モードを分析する。それぞれのケースの解析結果を表3.3中の(2)および(3)に示す。表中(4)は局部座屈荷重であり、ここでは図3.10に示すように、解析結果に基づいて板要素の表裏の平均ひずみ $\varepsilon_{ave}$ に対するひずみ差 $\Delta\varepsilon$ の比率がおおよそ1となる点( $\Delta\varepsilon/\varepsilon_{ave} \doteq 1$ )の荷重として定義した。表中(5)は降伏耐力 $P_y$ であり、降伏応力 $\sigma_y$ と最小断面積 $A_{min}$ の積で定めた。表中の(1)は参考として示した実験結果である。変位拘束有り/無しの解析結果((2)と(3))、板要素の表裏ひずみが $\Delta\varepsilon/\varepsilon_{ave} \doteq 1$ となる局部座屈荷重(4)、そして降伏耐力(5)の値を相互に比較することによって、試験体の耐力を支配した座屈モードを明らかにすることができる。

図3.9は座屈モードの判定フローであり、図中の(2)~(5)は表3.3中に示す実験値ならびに解析値に対応する。判定フローでは、まず、実験の再現解析の最大耐力が降伏耐力を超えた場合(表中(2)/(5)  $\geq 1$ )は「断面降伏(Yield)」とした。次に、変位拘束の有無による耐力比(表中(2)/(3))が1より小さいケースのうち、変位拘束無し(再現解析)の最大耐力が局部座屈荷重を超えているもの(表中(2)/(4)  $\geq 1$ )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。

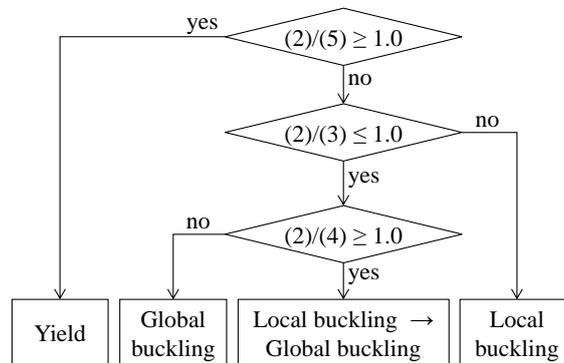


図 3.9 座屈モードの判定フロー

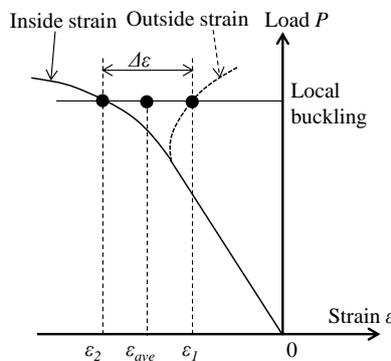


図 3.10 板要素表裏のひずみと局部座屈発生 の定義

表 3.3 FEM 解析結果の分析

Specimen name	Ratio of max. area loss to original area $R_{max}$ [%]	Maximum strength [kN]					(2)/(1)	(2)/(3)	(2)/(4)	(2)/(5)	Controlling failure mode
		Experiment	FEM analysis			Yield					
			Free	Fixed	Local						
(1)	(2)	(3)	(4)	(5)							
C-1	49	204	207	241	131	269	1.01	0.86	1.58	0.77	Local-Global
C-2	43	240	232	262	195	298	0.97	0.89	1.19	0.78	Local-Global
C-3	42	278	269	301	201	304	0.97	0.89	1.34	0.88	Local-Global
C-4	51	209	243	247	225	259	1.16	0.98	1.08	0.94	Local-Global
C-5	50	162	194	211	143	264	1.20	0.92	1.35	0.73	Local-Global
C-6	74	47	50.7	82.9	22	139	1.08	0.61	2.30	0.37	
C-7	41	305	262	295	236	311	0.86	0.89	1.11	0.84	Local-Global
C-8	49	172	186	241	19	268	1.08	0.77	9.79	0.70	Local-Global
C-9	47	260	255	267	242	277	0.98	0.96	1.05	0.92	Local-Global
C-10	73	109	98.7	102	82	144	0.91	0.97	1.20	0.69	Local-Global
L-1	57	31	35.3	44.3	28	54	1.16	0.80	1.27	0.65	Local-Global
L-2	52	17	16.9	30.7	3.4	61	1.02	0.55	4.98	0.28	
L-3	13	150	149	153	-	149	1.00	0.98	-	1.00	Yield
L-4	12	152	151	155	-	151	0.99	0.97	-	1.00	Global
L-5	59	81	88.1	94.0	85	70	1.09	0.94	1.04	1.25	Yield
L-6	71	31	35.0	35.4	32	50	1.12	0.99	1.10	0.69	Local-Global
L-7	22	155	139	142	-	134	0.90	0.98	-	1.04	Yield
L-8	27	191	169	180	-	186	0.89	0.94	-	0.91	Global
L-9	12	222	212	215	-	216	0.95	0.98	-	0.98	Global
L-10	13	231	215	216	-	214	0.93	1.00	-	1.00	Yield
L-11	34	297	287	295	269	260	0.97	0.97	1.07	1.10	Yield
L-12	13	368	357	365	356	336	0.97	0.98	1.00	1.06	Yield
L-13	46	186	195	205	43	209	1.05	0.95	4.53	0.93	Local-Global
L-14	11	423	351	355	-	344	0.83	0.99	-	1.02	Yield
L-15	37	237	241	243	239	243	1.02	0.99	1.01	0.99	Local-Global
L-16	8	402	363	366	-	354	0.90	0.99	-	1.03	Yield
L-17	43	210	210	215	203	219	1.00	0.97	1.03	0.96	Local-Global

最終的な分析結果を表 3.3 の最右欄に支配座屈モードとして示した。写真 3.2 に示すような試験体 C-6 や L-2 は、溝形鋼や山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状態となったため、ここでは評価の対象外とした。分析の結果、断面降伏(Yield)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いと判断した。図 3.11 から図 3.13 には、各モードの代表的なパターンについて、(a)荷重-軸方向変位の関係と座屈発生点、(b)部材軸方向の腐食率分布と局部座屈発生箇所、(c)代表的な板要素の表裏のひずみ値の変化を示す。以下に各パターンの特徴を概説する。

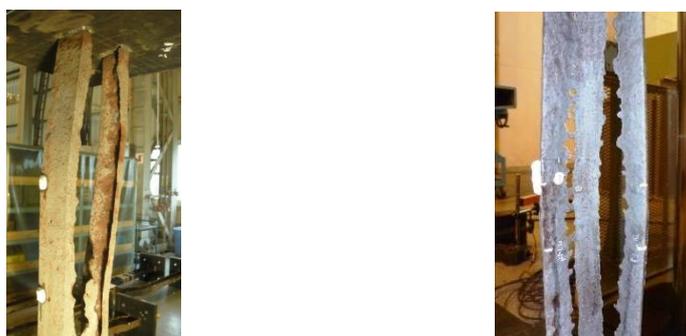


写真 3.2 極端に腐食した試験体(左:C-6, 右:L-2)

### (1) 断面降伏を伴うパターン

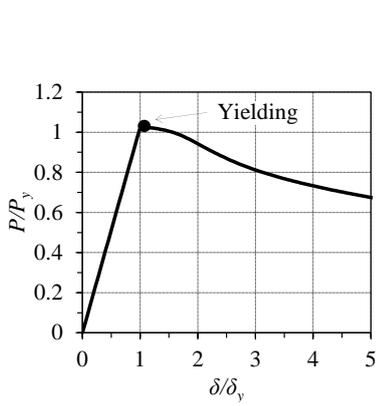
本パターンと認められたのはL-3, L-5, L-7, L-10, L-11, L-12, L-14, L-16であり、最大腐食率は11%~59%の範囲にある。ただし、L-5とL-11を除けば、最大腐食率は11%~22%であり、全般的に見ると腐食の程度はマイルドである。図3.11にはL-16の解析結果を示す。本パターンの試験体は部材を構成する板要素が比較的健全であるため、局部座屈や局部変形が抑制され、断面降伏による塑性化が先行した点に特徴がある。図3.11(c)のひずみ履歴から、最大耐力に至るまでに部材表裏のひずみ差はごく小さなレベルに留まっており、局部座屈が発生していないことが分かる。最大耐力到達以降は、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。全体座屈の発生は、最大耐力以降における部材表裏のひずみの差からも確認できる。なお、L-5とL-11は最大腐食率が各々59%と34%であり、他の試験体と比較して例外的に大きい。これらの試験体では腐食位置が部材端部のプレート近傍に集中していたため、最大腐食率が大きかったにも拘わらず、端部拘束によって腐食の影響が出にくかったと考えられる。

### (2) 全体座屈のみを生じるパターン

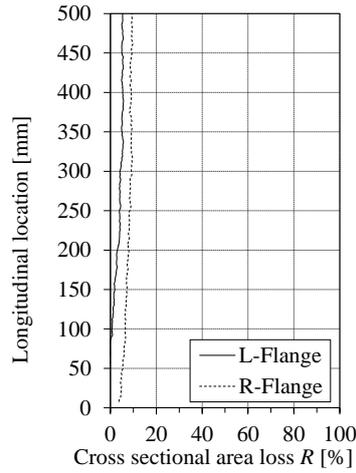
本パターンはL-4, L-8, L-9で確認された。最大腐食率は12%~27%である。図3.12にL-9の結果を示す。図から分かるように、最大耐力までほぼ線形的に挙動し、降伏耐力および降伏変位に達する前に最大耐力を迎え、その後は緩やかな挙動を示している。図3.12(c)のひずみ履歴においても、最大耐力に達するまで部材表裏のひずみの差はほとんど発生しておらず、全体座屈と同時に最大耐力に達したことが認められる。

### (3) 局部座屈後に全体座屈するパターン

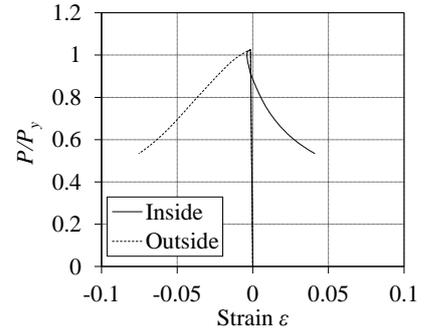
本パターンは、C-1~C-5, C-7~C-10, L-1, L-6, L-13, L-15, L-17で確認された。最大腐食率は3パターン中最も大きな37%~73%の範囲にある。図3.13はC-1の結果であるが、荷重の増大と共に腐食率が最も大きい左フランジ(L-Flange)で局部座屈が発生し、続いて、右フランジ(R-Flange)とウェブ(Web)でも局部座屈が生じている。これら局部座屈は耐力の低下に直接には繋がっておらず、最終的には全体座屈(曲げ座屈)により最大耐力が決定されている。図3.13(c)のひずみ履歴より、 $P/P_y$ が0.4付近から左フランジ表裏のひずみの乖離が大きくなっており、 $P/P_y=0.5$ 程度で局部座屈を生じたと考えられる。このようにC-1は各板要素で局部座屈が生じたものの、その発生は最大耐力の決定要因にはなっていない。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、局部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。



(a) 荷重-変位関係と座屈発生点

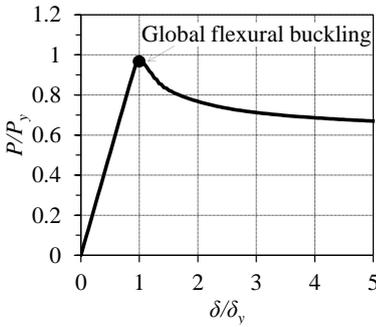


(b) 部材軸方向の腐食率分布

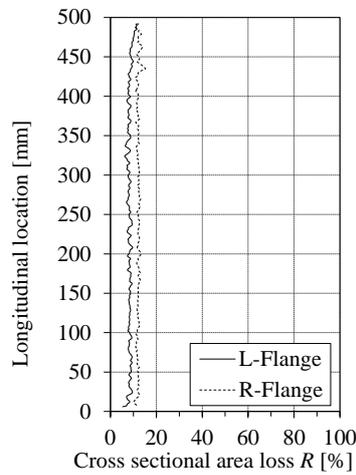


(c) 左フランジ表裏のひずみ履歴

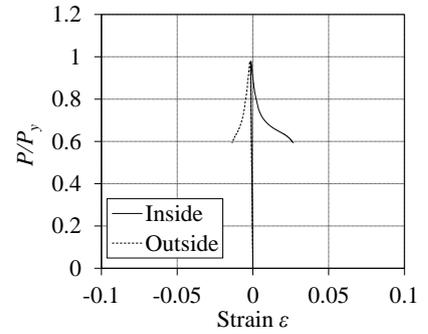
図 3.11 断面降伏パターン(L-16)



(a) 荷重-変位関係と座屈発生点

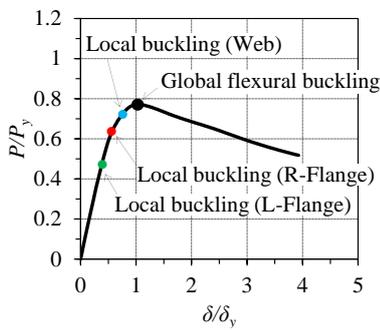


(b) 部材軸方向の腐食率分布

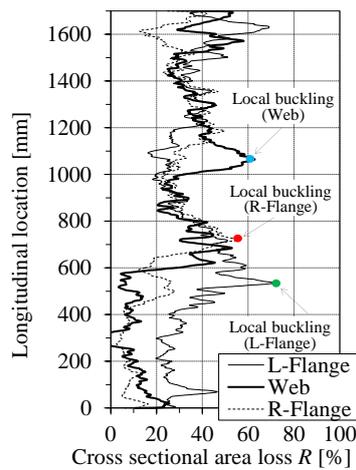


(c) 左フランジ表裏のひずみ履歴

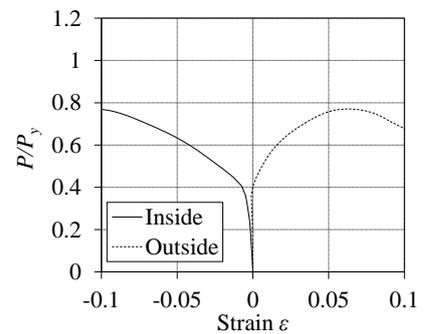
図 3.12 全体座屈パターン(L-9)



(a) 荷重-変位関係と座屈発生点



(b) 部材軸方向の腐食率分布



(c) 左フランジ表裏のひずみ履歴

図 3.13 連成座屈パターン(C-1)

### 3.4.3 実験観察とFEM解析によるモードの相違

試験体の最大耐力を支配した座屈モードについてFEM解析に基づく考察を行ったが、ここでは、FEM解析により確認した座屈モードと実験観察により得られた終局モードとの対応関係を検討してみる。実験観察の結果(表3.1)とFEM解析の結果(表3.3)を比較すると、実験観察では大半のケースで座屈モードを正しく評価できていない。中でも、局部座屈と全体座屈の連成モードを特定することはかなり難しいことが分かる。腐食部材の場合は、断面積の軸方向変化により最大耐力に至るまでの変形挙動が複雑となるため、モードの特定は試験後の残留変形の状況により判断せざるを得ない。これがモード識別を困難にする大きな理由であるが、いずれにせよ腐食部材の座屈モードを特定するためには载荷中の挙動を詳細に観察することに加え、FEM解析も活用した検討が必要である。

### 3.5 腐食した溝形鋼および山形鋼の全体座屈耐力式の提案

前項で示した座屈モードの分析では、全体座屈と局部座屈の連成したケースが最も多いことが認められた。全体座屈と局部座屈の連成座屈の評価法としては、健全部材に対してQ-Factor法<sup>6),7)</sup>などが提案されているが、板厚が複雑に変化する腐食部材での検討事例は見られない。これは、基本となる幅厚比をどう定めるといった問題に加え、そもそも健全部材の評価式が適用できるのかという課題があることに起因する。そこで本節では、全体座屈に対する健全部材の耐力評価式により、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向上できるのかといった観点から検討を進めることとした。

まずは、本研究の実験で比較的多く観察された全体座屈モードに焦点を当てて、曲げ座屈の評価式として知られるJohnson放物線式<sup>7)~9)</sup>の適用性を全ての試験体に対して検討する。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課題が残るが、ここでは、図3.3において最大耐力との強い相関が認められた最小断面積位置の断面諸定数を用いて、次式にて腐食部材の耐力評価を試みる。

$$P_{cr} = A_{min} \sigma_{cr} \quad (3.5)$$

$$\sigma_{cr} = \begin{cases} (1 - 0.24 \lambda_n^2) \sigma_y & \lambda_n < 1.3 \\ \frac{1}{\lambda_n^2} \sigma_y & \lambda_n \geq 1.3 \end{cases} \quad (3.6)$$

ここで、 $P_{cr}$ は腐食部材の全体座屈耐力(N)、 $A_{min}$ は最小断面積(mm<sup>2</sup>)、 $\sigma_{cr}$ は全体座屈応力(N/mm<sup>2</sup>)、 $\lambda_n$ は細長比パラメータであり、

$$\lambda_n = \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \frac{L_k}{i_m} \quad (3.7)$$

で求める．式(3.7)において， $\sigma_y$ ：降伏応力(N/mm<sup>2</sup>)， $E$ ：ヤング係数(N/mm<sup>2</sup>)， $L_k$ ：有効座屈長(mm)， $i_m$ ：腐食部材の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 $I_{min}$ より以下の式で定める．

$$i_m = \sqrt{\frac{I_{min}}{A_{min}}} \quad (3.8)$$

全試験体に対する実験値と耐力評価式(3.5)との比 $P_{max}/P_{cr}$ と最大腐食率 $R_{max}$ の関係を図3.14に示す．最大腐食率が約40%以下となる範囲で耐力計算値 $P_{cr}$ は実験値 $P_{max}$ に対して安全側( $P_{max}/P_{cr} \geq 1$ )の耐力評価を与えるが，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とが分かる．最大腐食率が大きい領域での精度の低下は，最大腐食率の増大に伴って大きくなる局部座屈や局部変形の影響によって，仮定した抵抗断面積が減少するためであると考えられ，全体座屈応力の予測式であるJohnson放物線式の適用範囲を超えることに起因する．

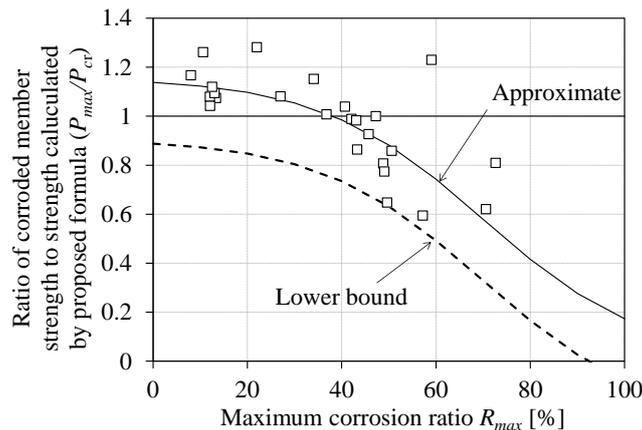


図 3.14 評価式(3.5)に基づく残存耐力比と最大腐食率 $R_{max}$ との関係

図3.14の $P_{max}/P_{cr}$ は最大腐食率の増大と共に徐々に小さくなる傾向を示しているため，最大腐食率 $R_{max}$ を変数として抵抗断面積を低減させる補正係数 $\varphi$ により，安全側となる評価式の提案を試みる．ここで， $\varphi$ には鋼材の破壊靱性の遷移温度曲線<sup>10)</sup>として使われる式を適用してみた．

$$P_{cr}' = \varphi A_{min} \sigma_{cr} \quad (3.9)$$

$$\varphi = \frac{6.6}{\exp\{0.058 (R_{max} - 40)\} + 5.7} \quad (3.10)$$

ここで， $\varphi$ 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3.14の実線(Approximate)が近似式(3.9)であり，実験デー

タの範囲で概ねその傾向を捉えている．式(3.9)から求めた  $P_{max}/P_{cr}'$  と  $R_{max}$  との関係を図 3.15 に示す．式(3.9)は最小二乗法によって提案したため，実験値の平均値相当を概ね評価できているが，最大腐食率が 40% を超えると特にばらつきが大きくなると共に，一部のケースで非安全側の評価を与えている．

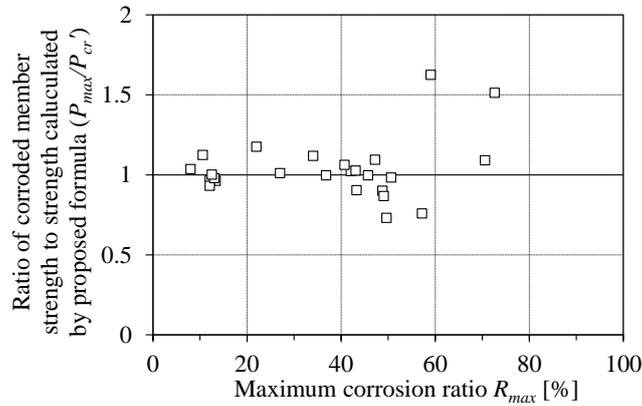


図 3.15 評価式(3.9)に基づく残存耐力比と最大腐食率  $R_{max}$  との関係

そこで，安全側の評価を指向する実務での利用を考慮して，図 3.14 の破線(Lower bound)に示すような実験値の下限値相当を評価するための式として以下を提案する．

$$P_{cr}'' = \varphi' A_{min} \sigma_{cr} \quad (3.11)$$

$$\varphi' = \frac{6.6}{\exp\{0.058 (R_{max} - 40)\} + 5.7} - 0.25 \quad (3.12)$$

上記の式から求めた  $P_{max}/P_{cr}''$  と  $R_{max}$  との関係を図 3.16 に示す．評価式(3.11)によって実験値の下限値相当を概ねカバーしているが，最大腐食率が 60% を超える領域では補正係数  $\varphi'$  によって評価値  $P_{cr}''$  が過度に小さく評価される問題も残る．

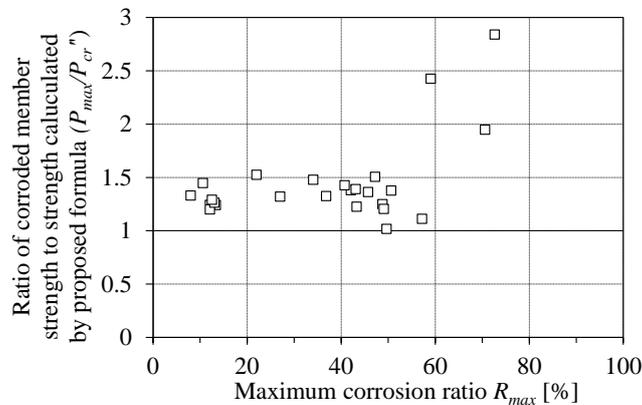


図 3.16 評価式(3.11)に基づく残存耐力比と最大腐食率  $R_{max}$  との関係

なお、上述した耐力評価式では、最小断面積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。そこで、各腐食試験体の最小断面での断面二次半径  $i_m$  と健全断面の断面二次半径  $i_0$  との比率と最大腐食率との関係を図 3.17 に示して考察してみる。最大腐食率が 40%~50% の領域で  $i_m/i_0$  の値が 1 を下回るケースがいくつか見られるが、特に最大腐食率を 40%程度以下に限定すると、 $i_m$  の代わりに健全断面の断面二次半径  $i_0$  を概ね適用可能であると言える。このことは、最大腐食率が 40%程度以下であれば、評価式(3.5)、(3.9)、(3.11)の  $\sigma_{cr}$  に代えて腐食前の健全部材の全体座屈応力  $\sigma_{cr0}$  を適用して、最大耐力が推定できることを意味する。

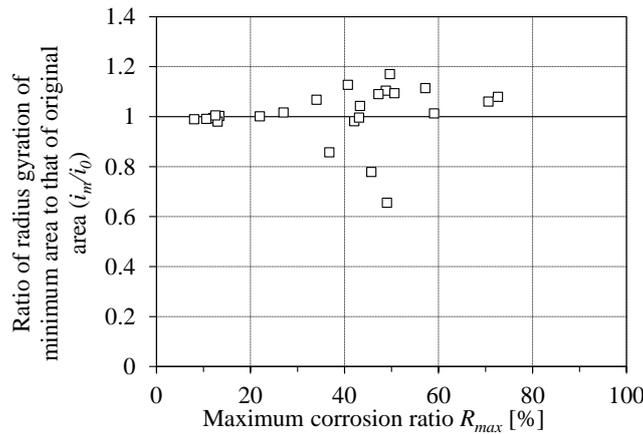


図 3.17 最小断面の  $i_m$  と健全断面の  $i_0$  の比  $i_m/i_0$  と最大腐食率  $R_{max}$  との関係

図 3.17 の知見をもとに、耐力評価式(3.11)に健全部材の全体座屈応力  $\sigma_{cr0}$  を適用した下式(3.13)で評価精度を検証してみる。

$$P_{cra} = \phi' A_{min} \sigma_{cr0} \quad (3.13)$$

図 3.18 に実験値と評価値の比  $P_{max}/P_{cra}$  と  $R_{max}$  との関係を示す。最大腐食率  $R_{max}$  が 60%程度以上で一部過度に安全側な評価を与えるケースがあるものの、実際の断面二次半径  $i_m$  で計算した全体座屈応力  $\sigma_{cr}$  での評価に基づく図 3.16 と類似の結果となり、実用的には健全断面の断面二次半径  $i_0$  を用いた式(3.13)を利用可能である。式(3.13)を基本とすると、健全部材の全体座屈応力  $\sigma_{cr0}$  は構造物の設計情報として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。ただし、式(3.13)は今回の実験結果のみに基づいた評価式であるため、データ蓄積による精度向上や適用範囲の拡大は今後の課題として残る。

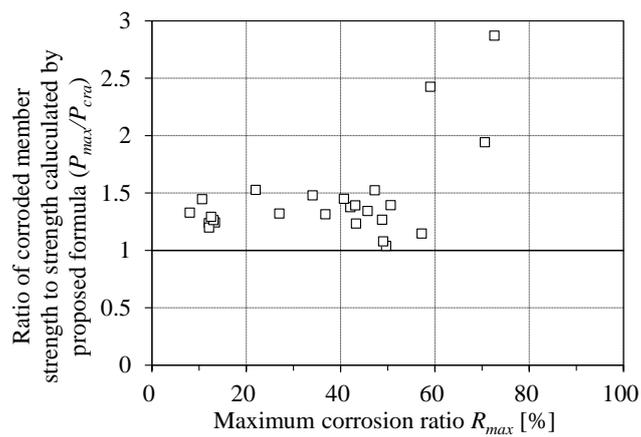


図 3.18 健全部材の  $\sigma_{cr0}$  を用いた残存耐力比と最大腐食率  $R_{max}$  との関係

### 3.7 まとめ

腐食したベルトコンベア鋼製架構から直接切り出した溝形鋼および山形鋼を対象として中心軸圧縮試験および FEM 解析を実施し、最大耐力の特性を中心に考察を加えると共に、耐力評価式の提案を行った。本章で得られた知見を以下にまとめる。

- 1) 腐食した溝形鋼および山形鋼の中心軸圧縮試験と FEM 解析結果によれば、健全時に同一断面諸元を有する部材であっても腐食の程度により異なる座屈モードの発生が確認された。断面降伏するモード(Yield)、断面降伏に至る前に全体座屈が生じるモード(Global)、局部座屈後に全体座屈が連成するモード(Local-Global)が認められたが、今回対象としたケースの大半は局部座屈後に全体座屈が連成するモード(Local-Global)により支配されており、その傾向は部材の腐食の程度が増すほど強くなる。
- 2) 実験で得られた腐食部材の最大耐力は、部材の平均断面積よりも最小断面積との相関が強く、平均断面積との相関係数は0.72であり、最小断面積との相関係数は0.94であった。
- 3) 腐食部材を対象とした FEM 解析を行う場合、残存板厚に加え、腐食に伴う部材軸方向ならびに板厚方向の偏心を反映することで、複雑な座屈挙動を再現可能である。また、孔食も解析精度に影響を及ぼすため、計測間隔や板厚平均化操作の工夫が必要となる。
- 4) 最大腐食率 40%以下の腐食部材では、その最大耐力は Johnson 放物線式に最小断面積位置での断面定数を適用することによって安全側に評価可能であった。ただし、最大腐食率が 40%を超えると、局部座屈や局部変形の影響により、Johnson 放物線式を用いた耐力評価は非安全側の評価を与えた。
- 5) 最大腐食率 40%以上に対しても耐力を安全側に評価可能とする評価式を提案した。評価式では、最大腐食率を基本変数とした補正係数を Johnson 放物線式に乗ずることにより、実験によって得られた最大耐力の下限值相当を概ね良好に評価可能となった。提案した補正係数は、主に腐食の増大と共に顕著化する局部座屈ならびに局部変形の影響を反映したものであると考えられる。
- 6) 実験対象とした試験体の 3次元形状データから、腐食部材の最小断面位置での断面二次半径と健全断面の断面二次半径に一定の関係があることを見出した。その関係を使って、健全部材の座屈応力、そして腐食部材の最大腐食率と最小断面積により、実験で得た最大耐力を安全側に評価できることを示した。この式によれば、腐食部材の最小断面積が得られさえすれば、健全部材の設計情報に基づいて簡便に腐食部材の耐力が与えられることになる。

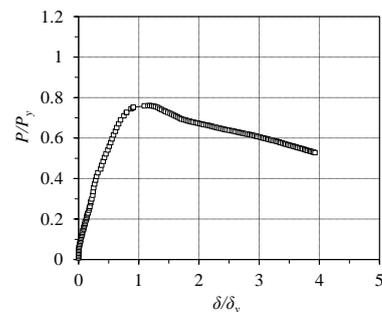
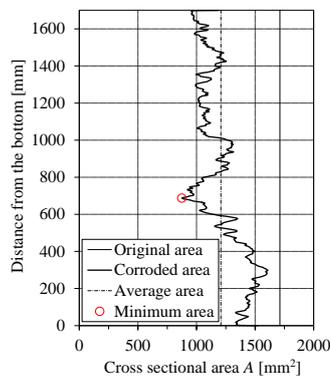
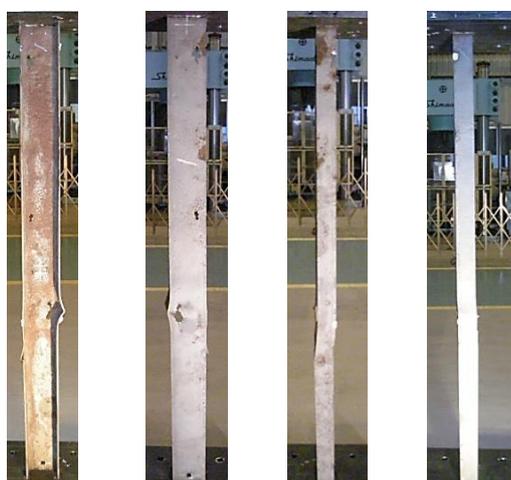
## 参考文献

- 1) 土木学会：腐食した鋼構造物の耐久性照査マニュアル，I-226，2009.3
- 2) 藤井堅，近藤恒樹，田村功，渡邊英一，伊藤義人，杉浦征邦，野上邦栄，永田和寿：海洋環境において腐食した円形鋼管の残存圧縮耐力，構造工学論文集 Vol.52A，pp.721-730，2006.3
- 3) 杉浦邦征，田村功，渡邊英一，伊藤義人，藤井堅，野上邦栄，永田和寿：腐食鋼板の圧縮強度の簡易評価法に関する検討，土木学会論文集 A Vol.63No.1A，pp.43-55，2007.1
- 4) AISI (American Iron and Steel Institute)：COLD-FORMED STEEL DESIGN MANUAL，1946-1996 50th Commemorative Issue 1996 Edition，PART VIII Test procedures for use with the 1996 edition of the specification for the design of cold-formed steel structural members，pp.14-27
- 5) AISI (American Iron and Steel Institute) Standard：North American Specification for the Design of Cold-formed Steel Structural Members，2016 Edition
- 6) 土木学会：座屈設計ガイドライン，pp.55-66，pp.81-104，pp.149-186，2005.10
- 7) AISC (American Institute of Steel Construction)：Specification for Structural Steel Buildings，2010.6
- 8) 国交省国土技術政策総合研究所，建築研究所：薄板軽量形鋼造建築物設計の手引き，pp.60-95，2008.4
- 9) 日本建築学会：鋼構造座屈設計指針，pp.16-64，pp.197-230，2000.2
- 10) 日本溶接協会：動的繰返し大変形を受ける溶接鋼構造物の脆性的破壊性能評価方法 WES 2808，p.66，2003.12.
- 11) K. Oszvald, L. Dunai：Effect of corrosion on the buckling of steel angle members - experimental study, Periodica Polytechnic, Civil Engineering 56/2, pp.175-183, 2012
- 12) K. Oszvald, L. Dunai：Behavior of corroded steel angle compression members - numerical study, Periodica Polytechnic, Civil Engineering 57/1, pp.63-75, 2013
- 13) K. Oszvald, P. Tomka, L. Dunai：The remaining load-bearing capacity of corroded steel angle compression members, Journal of Constructional Steel Research 120, pp.188-198, 2016

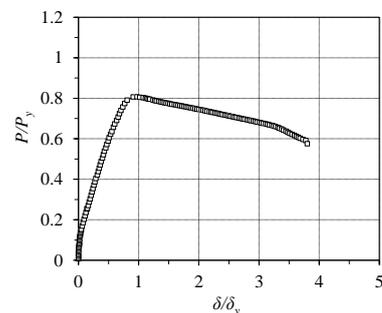
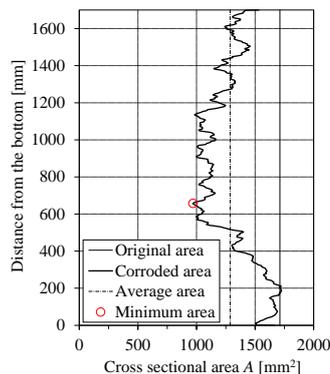
付録

付 3.1 実験結果一覧

付図 3.1 は、溝形鋼および山形鋼の全試験体について、試験後の写真、断面積の軸方向変化、さらに荷重-軸方向変位の関係を示す。荷重-変位関係については、載荷荷重  $P$  および軸方向変位  $\delta$  をそれぞれ下式に示す降伏耐力  $P_y$  および降伏変位  $\delta_y$  で基準化して示している。



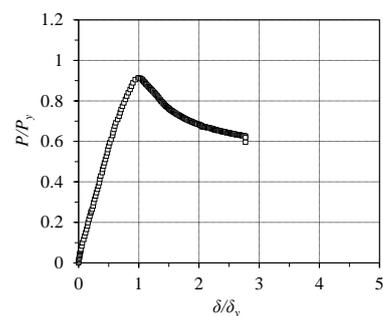
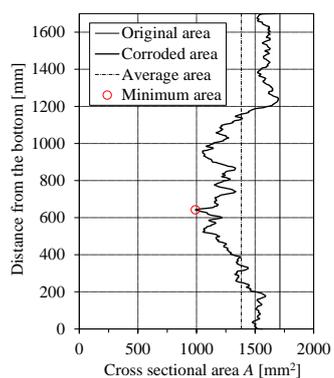
(a)C-1



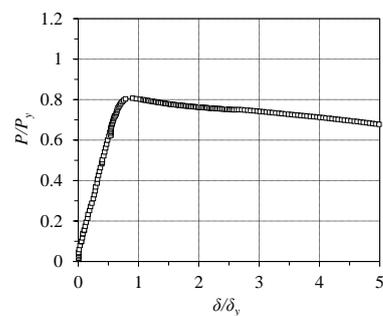
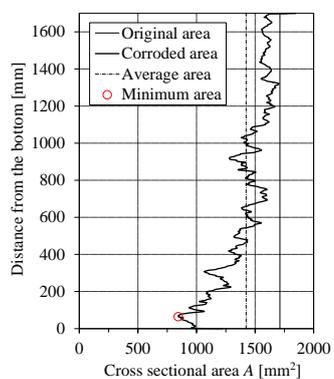
(b)C-2

付図 3.1 実験結果一覧

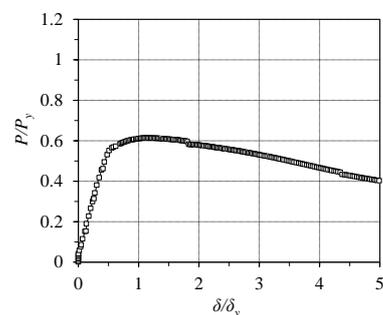
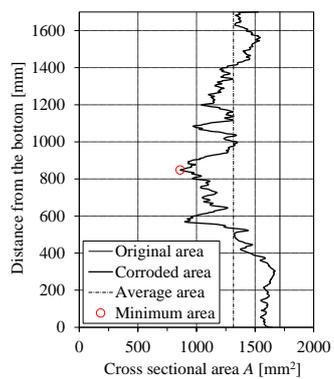
第3章 腐食部材の圧縮試験を通じた座屈挙動分析と全体座屈耐力評価



(c) C-3



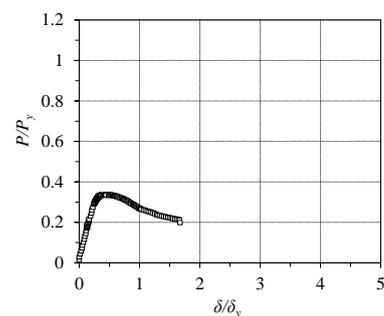
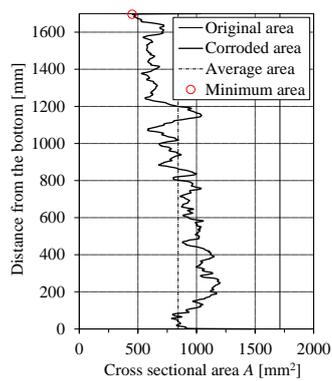
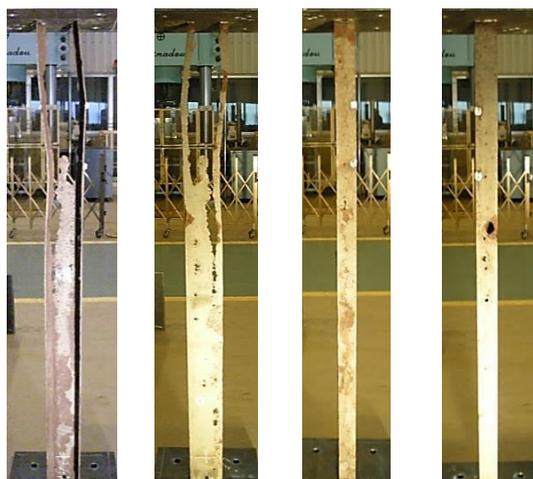
(d) C-4



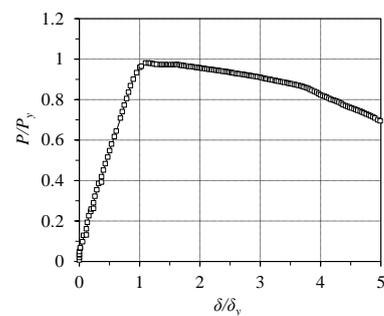
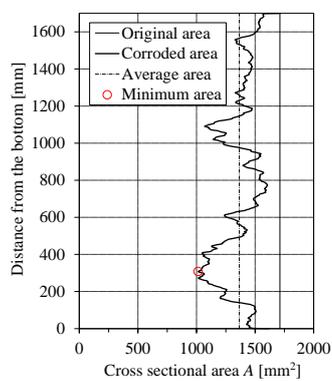
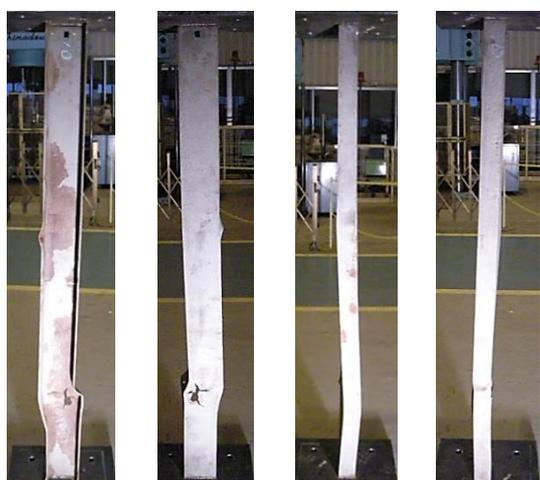
(e) C-5

付図 3.1 実験結果一覧(続き)

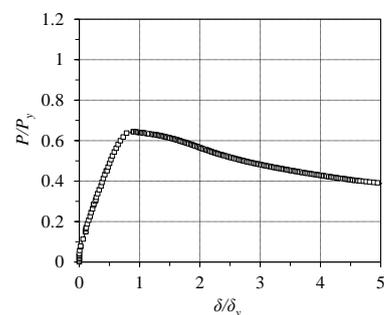
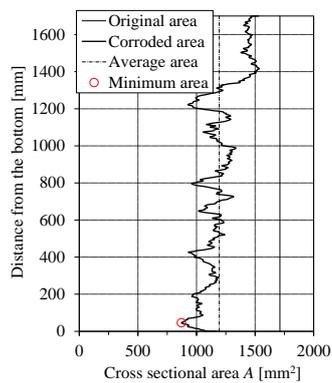
第3章 腐食部材の圧縮試験を通じた座屈挙動分析と全体座屈耐力評価



(f) C-6



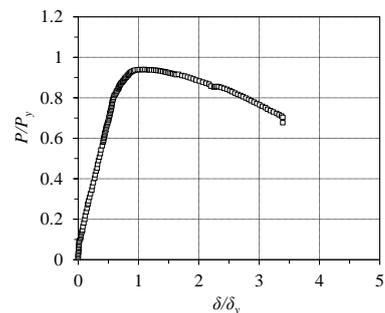
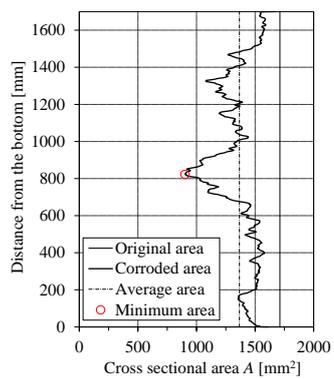
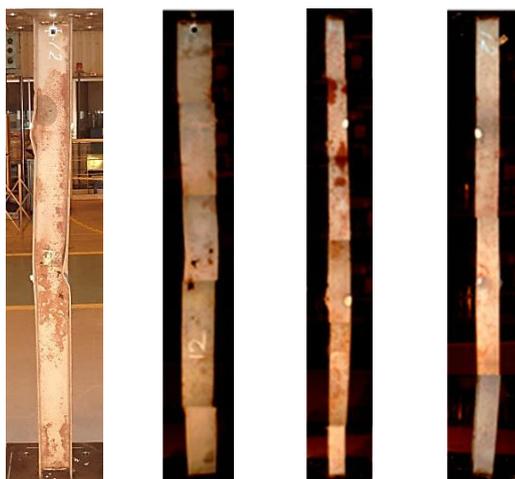
(g) C-7



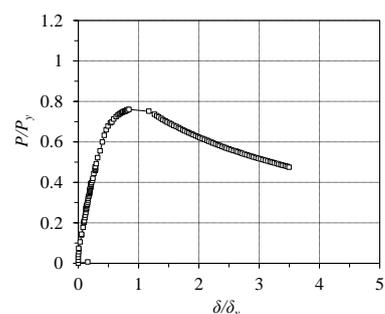
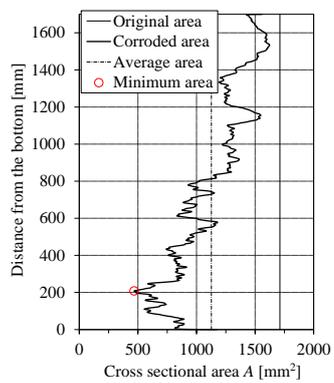
(h) C-8

付図 3.1 実験結果一覧(続き)

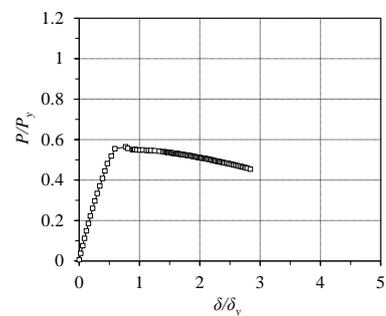
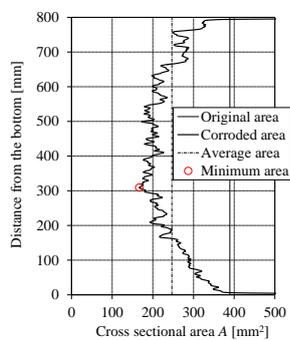
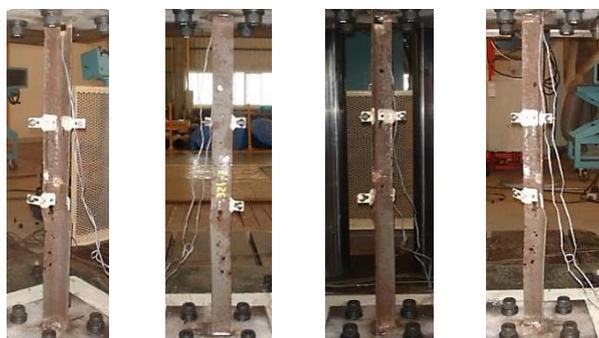
第3章 腐食部材の圧縮試験を通じた座屈挙動分析と全体座屈耐力評価



(i) C-9



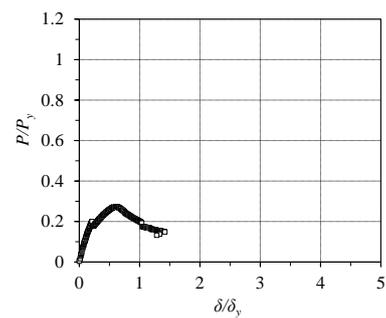
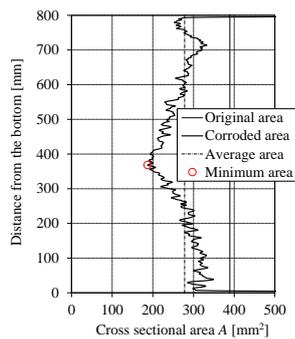
(j) C-10



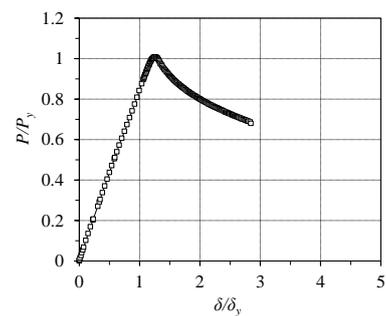
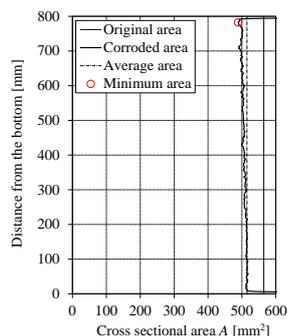
(k) L-1

付図 3.1 実験結果一覧(続き)

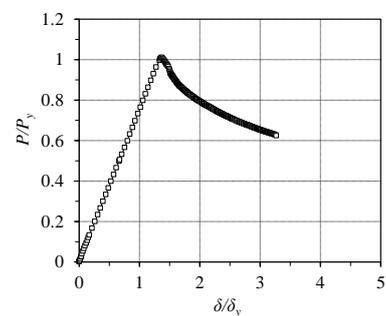
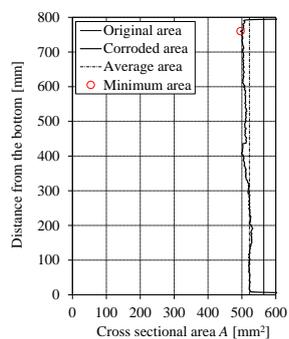
第3章 腐食部材の圧縮試験を通じた座屈挙動分析と全体座屈耐力評価



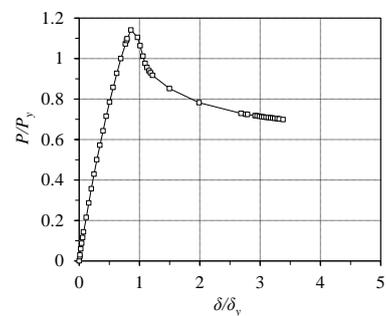
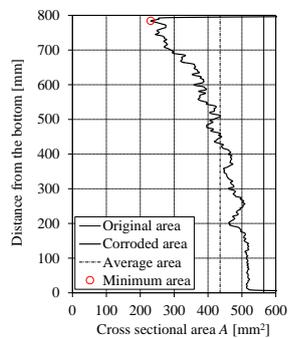
(l)L-2



(m)L-3



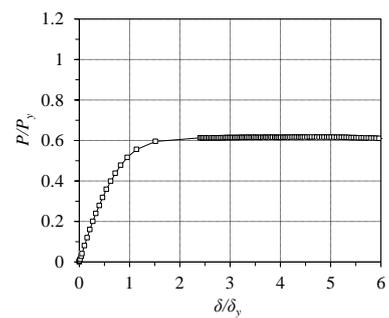
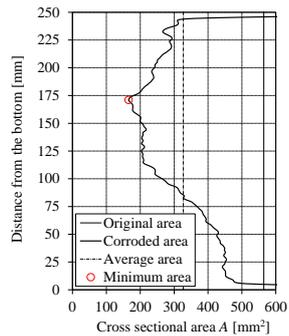
(n)L-4



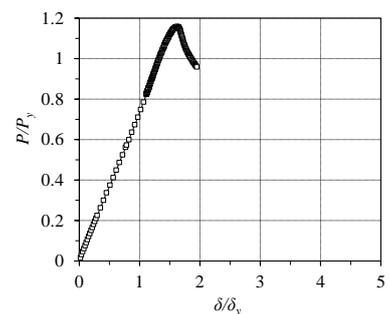
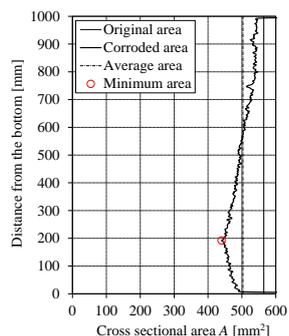
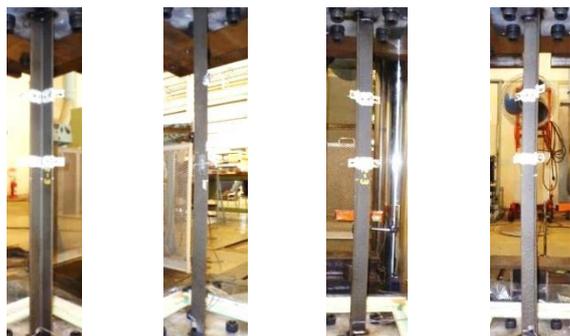
(o)L-5

付図 3.1 実験結果一覧(続き)

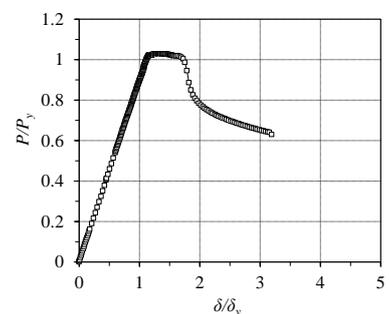
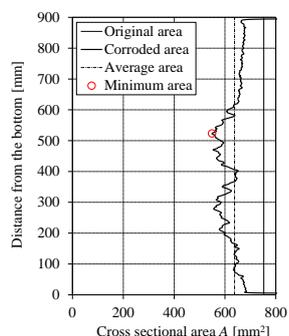
第3章 腐食部材の圧縮試験を通じた座屈挙動分析と全体座屈耐力評価



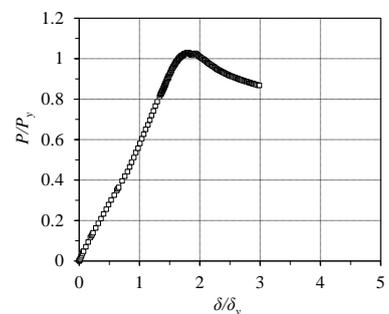
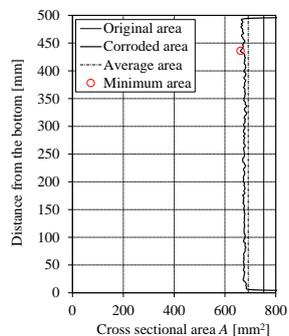
(p)L-6



(q)L-7



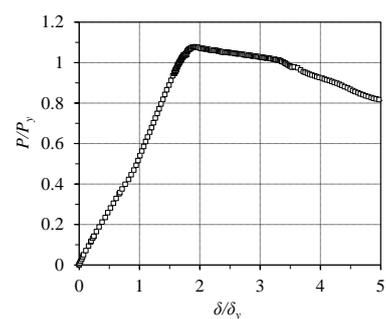
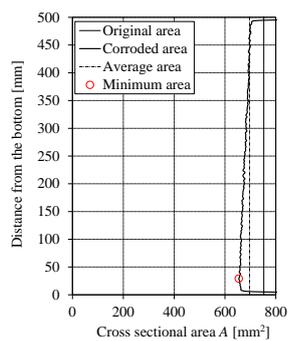
(r)L-8



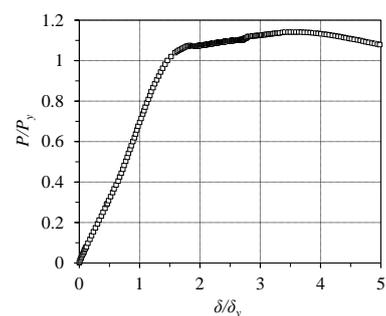
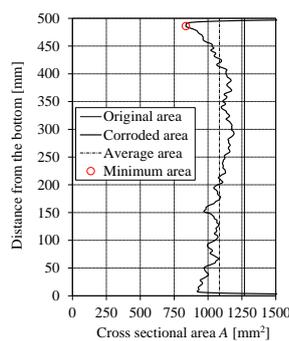
(s)L-9

付図 3.1 実験結果一覧(続き)

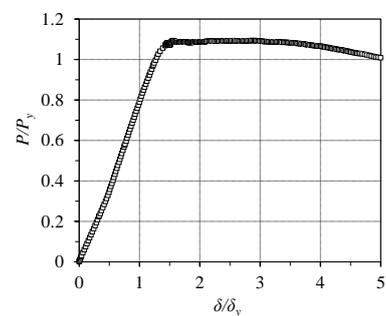
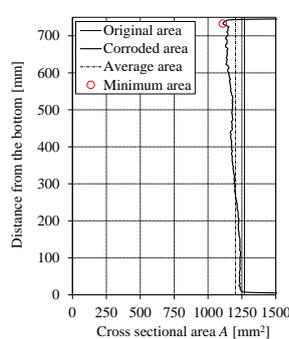
第3章 腐食部材の圧縮試験を通じた座屈挙動分析と全体座屈耐力評価



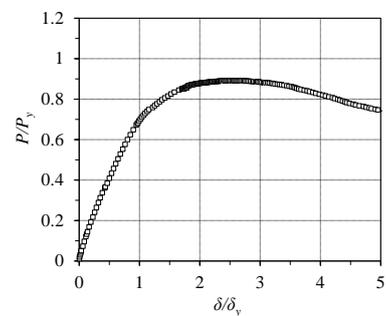
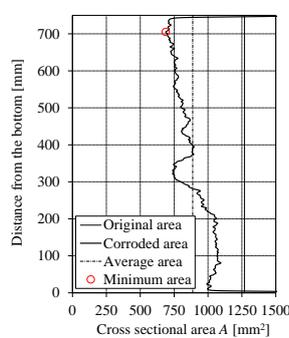
(t)L-10



(u)L-11



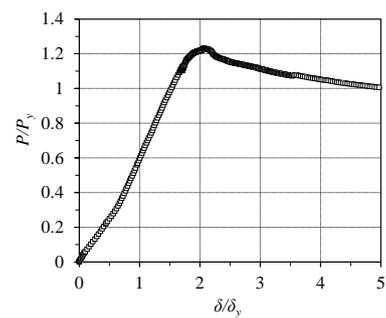
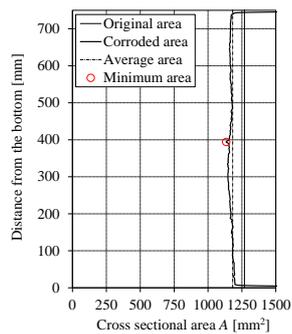
(v)L-12



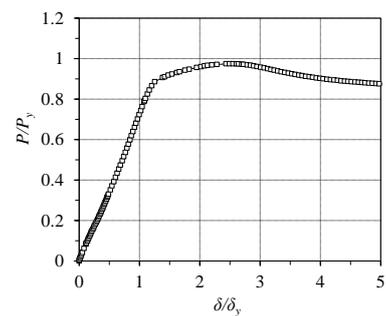
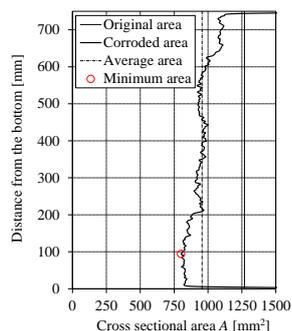
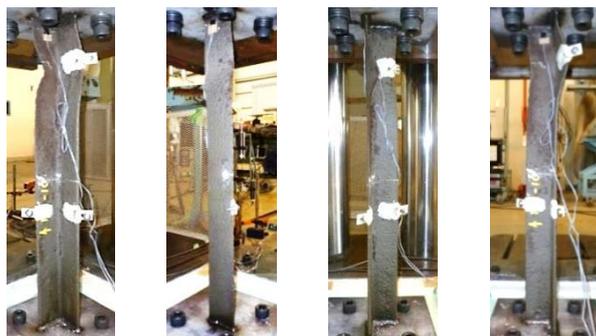
(w)L-13

付図 3.1 実験結果一覧(続き)

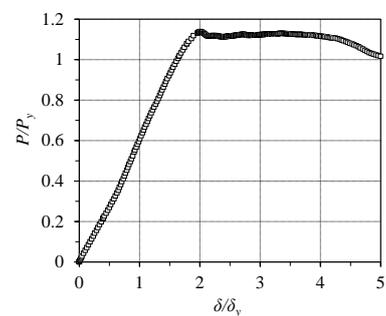
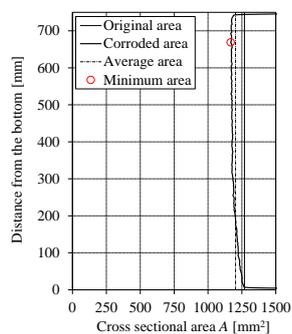
第3章 腐食部材の圧縮試験を通じた座屈挙動分析と全体座屈耐力評価



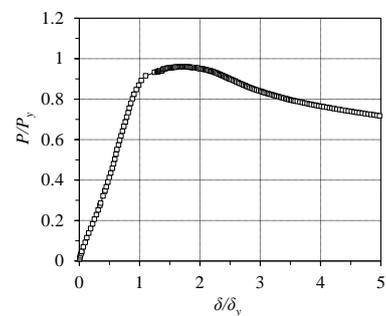
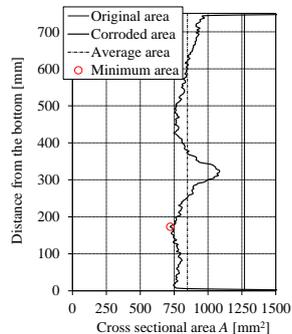
(x)L-14



(y)L-15



(z)L-16



(aa)L-17

付図 3.1 実験結果一覧(続き)

## 第4章 腐食部材の形状再現解析による局部座屈挙動分析と連成座屈耐力評価

### 4.1 概説

3章において、腐食したベルトコンベア鋼製架構から直接切り出した溝形鋼および山形鋼を対象として中心軸圧縮試験およびFEM解析を実施し、最大耐力に至る座屈挙動を中心に考察を加えるとともに、腐食した鋼部材の全体座屈に関する耐力評価方法を提案した。この提案では、全体座屈耐力の評価式として知られるJohnson放物線式<sup>1)~3)</sup>から求めた健全部材の全体座屈応力 $\sigma_{cr0}$ に、腐食部材の最小断面積 $A_{min}$ を乗ずることで最大耐力を概ね評価できること、次式の最大腐食率 $R_{max}$ が40%を超えると、非安全側の評価を与えることが確認された。

$$R_{max} = \frac{A_0 - A_{min}}{A_0} \quad (4.1)$$

そこで更に、腐食率によらず安全側に耐力評価することを目的として、最大腐食率 $R_{max}$ を変数とする補正係数 $\phi'$ を導入した以下の耐力式を提案した。

$$P_{cr}'' = \phi' A_{min} \sigma_{cr0} \quad (4.2)$$

$$\phi' = \frac{6.6}{\exp\{0.058 (R_{max} - 40)\} + 5.7} - 0.25 \quad (4.3)$$

補正係数 $\phi'$ は腐食の程度が増すと共に顕著化する局部座屈ならびに局部変形の影響を反映しているものと考えられるが、いわゆる実験式であり、その耐荷メカニズムは明らかではない。一般的に局部座屈挙動は幅厚比の影響を強く受けることが知られており、腐食部材の場合にはその複雑な幾何学的性状を考慮した上で評価することが重要となる。既往の知見として、部分的な減肉を有する鋼部材の局部座屈耐力に関する研究<sup>7)~10)</sup>もあるが、これらの研究で対象とした腐食部材は数体程度と少なく、また、そのほとんどは板材を対象とした研究<sup>11)~15)</sup>であり、複雑に腐食した鋼部材の局部座屈メカニズムを論じた研究は見られない。

そこで、本章では、3章の中心軸圧縮試験では把握できなかった腐食部材の局部座屈挙動を明らかにするために、FEMによる解析的検討を試みる。腐食した鋼部材の幾何データを反映した実験再現解析モデルを基に短柱モデルを作成し、その解析結果に基づいて有効幅理論をベースとした局部座屈耐力式を提案する。最終的には、全体座屈と局部座屈の連成挙動に対する評価式の適用性についても考察を加える。

## 4.2 FEM 解析による腐食部材の局部座屈挙動分析

### 4.2.1 解析対象

3章までの検討で用いた溝形鋼 10 体と山形鋼 17 体を対象とする<sup>4),5)</sup>。これら試験体は 3次元レーザー変位計 REVscan™ を用いて表面形状を縦横 1 mm ピッチで計測しているため、その 3次元幾何データを直接使用した FEM モデルを構築し、解析を実行する。この 3次元幾何データには、残存板厚のみならず、腐食により生じる部材軸や板厚中心軸の変化、および腐食前から存在した初期たわみなどの情報も含まれている。

表 4.1 は、解析対象の断面形状（溝形・山形）、部材長  $L$ 、降伏応力  $\sigma_y$ 、腐食前部材（original members）の断面諸元（断面寸法、断面積  $A_0$ 、幅厚比パラメータ  $\lambda_{p0}$ ）、腐食後部材の断面諸元（最小断面積  $A_{min}$ 、最大腐食率  $R_{max}$ 、孔食の縦横寸法、幅厚比パラメータ  $\lambda_{pc}$ ）を示したものである。局部座屈に影響を与える板要素の幅厚比パラメータ  $\lambda_p$  は下式から求めた。

$$\lambda_p = \frac{1}{\pi} \frac{b}{t} \sqrt{\frac{12(1-\nu^2)\sigma_y}{kE}} \quad (4.4)$$

ここで、 $b$  は板要素の幅、 $t$  は板要素の板厚、 $\nu$  はポアソン比 (= 0.3)、 $E$  はヤング係数 (= 205,000 N/mm<sup>2</sup>) である。表 4.1 中の  $\lambda_{p0}$  は腐食前部材の板要素の中で最大の幅厚比パラメータ値であり、 $\lambda_{pc}$  は腐食後部材に対する同様の幅厚比パラメータ値である。 $\lambda_{p0}$  と  $\lambda_{pc}$  はいずれも式 (4.4) により求めるが、式中の板厚  $t$  には、各々、腐食前部材の公称板厚 ( $t_w$ ,  $t_f$ ) と腐食後部材の板要素毎の平均板厚 ( $t_{wave}$ ,  $t_{ave}$ ) を適用した。幅厚比パラメータ  $\lambda_{p0}$  は、溝形鋼・山形鋼いずれのケースでも 1 より小さく、弾性座屈が発生するレベルにはなかった。腐食後部材の板厚は、腐食により部材軸方向にも変化するため、軸方向で得られる全ての板要素の幅厚比パラメータ情報のうち最大値を  $\lambda_{pc}$  と定めた。板要素は角部を除いた領域で定義し、フランジとウェブの具体的な板要素幅 (各々  $b_f$  と  $b_w$ ) を図 4.1 に示す。式 (4.4) 中の  $k$  は座屈係数であり、溝形鋼の突出フランジおよび山形鋼を構成する両フランジは 3 辺単純支持板の  $k=0.425$  とした。溝形鋼のウェブは 4 辺単純支持板の  $k=4$  を基本とするが、図 4.2 のようなウェブに孔食を有する断面では孔食側が自由端となり、局部座屈耐力が低下すると考えられる。このため、孔食を伴う板要素に対しては、AISI 基準<sup>16),17)</sup>で提案されている「開口を持つ板要素のケース」を適用し、板要素の幅  $b_w$  を図 4.2 に示すように定義し、 $k=0.425$  (3 辺単純支持板) とした。

表 4.1 解析対象の概要

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> ]	Width-thickness ratio parameter	Minimum cross-section area [mm <sup>2</sup> ]	Maximum corrosion ratio [%]	Size of pit [mm×mm] Longitudinal length×width	Width-thickness ratio parameter	
				$b_1$	$b_2$	$t_w$	$t_f$							$A_0$
C-1	Channel	375	307	125	65	6	8	1,711	0.51	876	49	17×56	2.51	
C-2	Channel	375	307	125	65	6	8	1,711	0.51	970	43	19×23	2.01	
C-3	Channel	375	307	125	65	6	8	1,711	0.51	991	42	8×6	1.63	
C-4	Channel	375	307	125	65	6	8	1,711	0.51	845	51	7×8	2.20	
C-5	Channel	375	307	125	65	6	8	1,711	0.51	861	50	11×18	1.47	
C-6	Channel	375	307	125	65	6	8	1,711	0.51	452	74	418×95	1.12	
C-7	Channel	375	307	125	65	6	8	1,711	0.51	1,014	41	32×11	1.85	
C-8	Channel	375	307	125	65	6	8	1,711	0.51	872	49	31×31	1.73	
C-9	Channel	375	307	125	65	6	8	1,711	0.51	903	47	12×27	3.07	
C-10	Channel	375	307	125	65	6	8	1,711	0.51	468	73	95×76	4.06	
L-1	Angle	150	325	50	50	-	4	389	0.80	167	57	32×8	2.22	
L-2	Angle	150	325	50	50	-	4	389	0.80	187	52	435×11	2.20	
L-3	Angle	150	304	50	50	-	6	564	0.52	489	13	no pit	0.55	
L-4	Angle	150	304	50	50	-	6	564	0.52	496	12	no pit	0.53	
L-5	Angle	150	304	50	50	-	6	564	0.52	231	59	no pit	2.06	
L-6	Angle	150	304	50	50	-	6	564	0.52	166	71	38×43	1.84	
L-7	Angle	150	304	50	50	-	6	564	0.52	440	22	no pit	0.66	
L-8	Angle	195	338	65	65	-	6	753	0.71	549	27	no pit	0.98	
L-9	Angle	195	327	65	65	-	6	753	0.70	662	12	no pit	0.74	
L-10	Angle	195	327	65	65	-	6	753	0.70	655	13	no pit	0.75	
L-11	Angle	225	311	75	75	-	9	1,269	0.52	837	34	no pit	0.85	
L-12	Angle	225	311	75	75	-	9	1,269	0.52	1,110	13	no pit	0.57	
L-13	Angle	225	311	75	75	-	9	1,269	0.52	689	46	32×16	1.20	
L-14	Angle	225	311	75	75	-	9	1,269	0.52	1,134	11	no pit	0.55	
L-15	Angle	225	311	75	75	-	9	1,269	0.52	802	37	no pit	0.77	
L-16	Angle	225	311	75	75	-	9	1,269	0.52	1,167	8	no pit	0.52	
L-17	Angle	225	311	75	75	-	9	1,269	0.52	722	43	no pit	1.00	

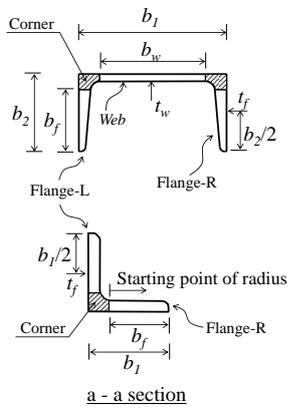


図 4.1 モデル化と拘束条件

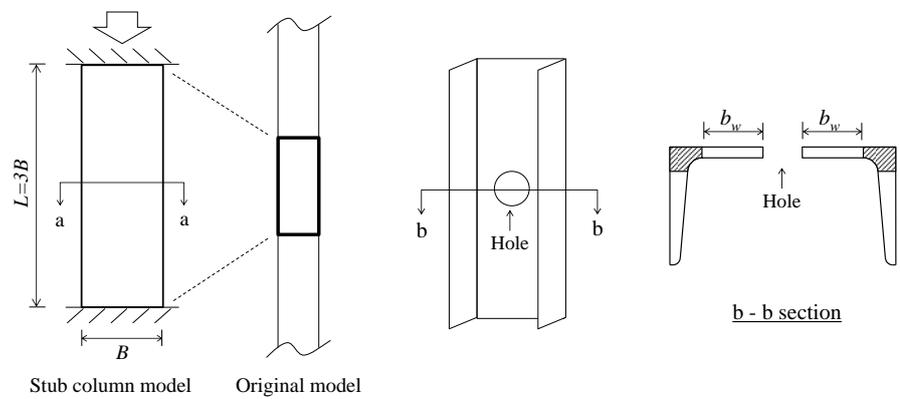


図 4.2 孔食を有する断面の板要素幅

### 4.2.2 解析モデル

解析モデルはレーザー変位計で計測した3次元表面形状データをもとに作成しており、次の方法で4節点正方形シェル要素への置換を行った。まず、部材の板厚方向に表裏で対をなす2点の3次元座標値に基づいて、それらの平均によりモデルの節点となる座標を定め、また両座標値の差分情報により板厚を求めて節点情報とした。次に、このような操作を繰り返して得た節点を4節点正方形シェル要素の節点として直接対応させてモデル化を行った。本検討では、減肉部での局所的な変形や耐力に影響を及ぼす局所的な腐食や孔食の再現が重要となる。そこで、3章での検討で一定の解析精度が確認された2mm×2mmサイズのシェル要素を採用した。要素のサイズが小さいため、要素の板厚は一定とし、要素内の節点を持つ板厚情報を平均化して与えた。

本解析では、腐食部材の再現解析の一部を取り出して短柱モデルとして使用した。短柱として十分に短いことに加えて、端部の拘束条件が影響を及ぼさないように、既往の文献<sup>16),17)</sup>に従って、部材長 $L$ を部材内の最大幅 $B$ の3倍として設定した。最小断面積 $A_{min}$ が部材軸方向の中心に位置するように短柱モデルを取り出すこととしたが、腐食部材の端部付近に最小断面積が存在する場合は、端部から部材幅の3倍の長さを取って解析モデル化した。部材端部は平押し条件になるように拘束条件を与え、部材軸方向に強制変位を与えて中心軸圧縮解析を実施した。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定めた真応力-真ひずみ関係を適用し、ヤング係数 $E = 205,000$  (N/mm<sup>2</sup>)として汎用有限要素解析コードMARC (Ver.2014)による弾塑性大変形FEM解析を実行した。なお、本解析では藤井ら<sup>9)</sup>の研究を参考として残留応力を考慮していない。藤井らは腐食した鋼管柱を対象として残留応力を考慮しない解析を行っているが、腐食部材の表面形状を反映させてモデル化すれば残存耐力を良好に推定できるとした。腐食部材の耐力に及ぼす残留応力の影響については研究報告がないため、今後の研究によるデータの蓄積が必要である。

### 4.2.3 解析結果

FEM解析結果の一覧を表4.2に示す。 $P_{FEM}$ は解析から得た最大耐力を示し、 $P_y$ は降伏耐力( $=\sigma_y \times A_{min}$ )を意味する。付図4.1には全試験体について、全荷重 $P$ を $P_y$ で除した $P/P_y$ と鉛直変位 $\delta$ を軸降伏変位 $\delta_y (= \sigma_y \times L / E)$ で除した $\delta/\delta_y$ との関係に併せて、最小断面位置における断面を構成する板要素の負担荷重を示す。この付図4.1からは、各板要素と短柱全体の挙動の関係を理解することができる。各板要素の負担荷重は、図4.3に示すような最小断面位置における有限要素の節点応力( $\sigma_{ij}, \sigma_{i,j+1}, \sigma_{i+1,j}, \sigma_{i+1,j+1}$ )の平均値 $\sigma_{ij,ave}$ に、その要素の板厚 $t_{ij}$ と節点間隔 $\Delta\ell (= 2\text{ mm})$ の積で得られる断面積 $A_{ij}$ を乗じ、各板要素内の全ての有限要素について合算して下式より求めた。

$$P_{Flange-L} = \sum (\sigma_{ij} A_{ij})_{Flange-L} \quad (4.5)$$

$$P_{Flange-R} = \sum (\sigma_{ij} A_{ij})_{Flange-R} \quad (4.6)$$

$$P_{Web} = \sum (\sigma_{ij} A_{ij})_{Web} \quad (4.7)$$

$$\sigma_{ij, ave} = \frac{\sigma_{i,j} + \sigma_{i,j+1} + \sigma_{i+1,j} + \sigma_{i+1,j+1}}{4} \quad (4.8)$$

$$A_{ij} = \Delta \ell t_{ij} \quad (4.9)$$

付図 4.1 より典型的な挙動を呈する 4 ケース (C-6, C-10, L-10, L-13) を取り出して図 4.4 に示す。図中の ▼ と ○ は部材全体および各板要素の最大耐力の位置を意味する。図 4.4(a) は部材全体と板要素の最大値が比較的同じタイミングで迎えたケースであり、図 4.4(b) は両者が異なるタイミングで生じたケースである。図 4.4(b) に示した C-10 と L-13 は腐食率が相対的に大きいケースであり、一部の板要素が最大荷重を迎えた後や部材としての最大荷重に至った後においても、他の板要素が荷重を負担し続けている様子が確認できる。

表 4.2 解析結果の一覧

Specimen name	$R_{max}$ [%]	$P_y$ [kN]	$P_{FEM}$ [kN]	$P_{FEM}/P_y$
C-1	49	279	166	0.60
C-2	43	307	191	0.62
C-3	42	315	211	0.67
C-4	51	269	230	0.86
C-5	50	273	154	0.57
C-6	74	141	104	0.74
C-7	41	324	271	0.84
C-8	49	277	176	0.64
C-9	47	292	245	0.84
C-10	73	148	83	0.56
L-1	57	58	17	0.30
L-2	52	64	19	0.29
L-3	13	149	150	1.01
L-4	12	152	155	1.02
L-5	59	75	43	0.57
L-6	71	56	9	0.17
L-7	22	134	126	0.94
L-8	27	187	176	0.94
L-9	12	214	206	0.96
L-10	13	212	205	0.97
L-11	34	262	271	1.03
L-12	13	337	341	1.01
L-13	46	209	82	0.40
L-14	11	345	340	0.99
L-15	37	244	146	0.60
L-16	8	354	356	1.01
L-17	43	221	153	0.69

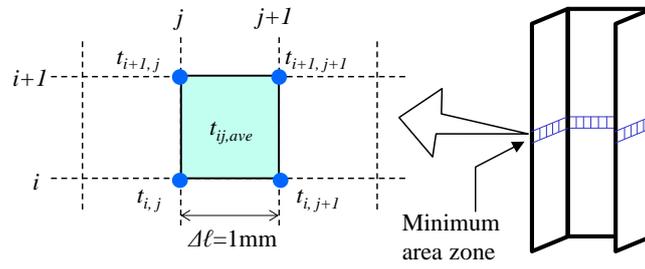
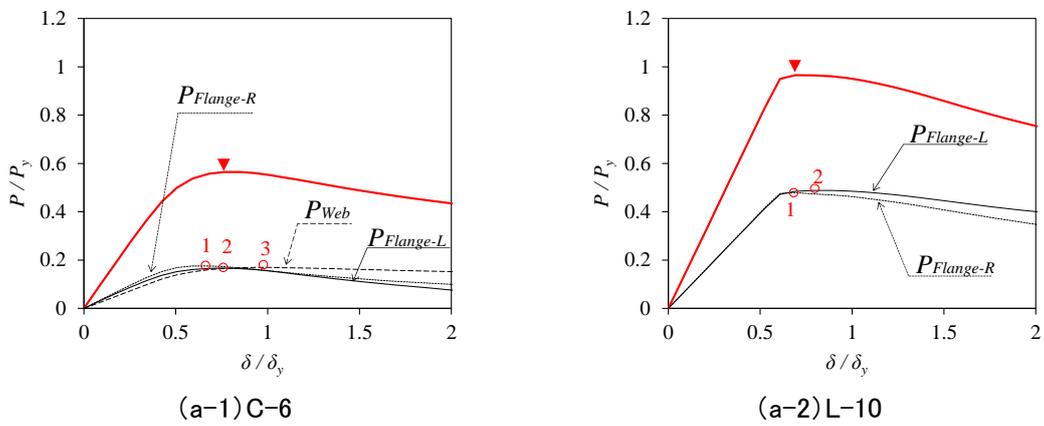
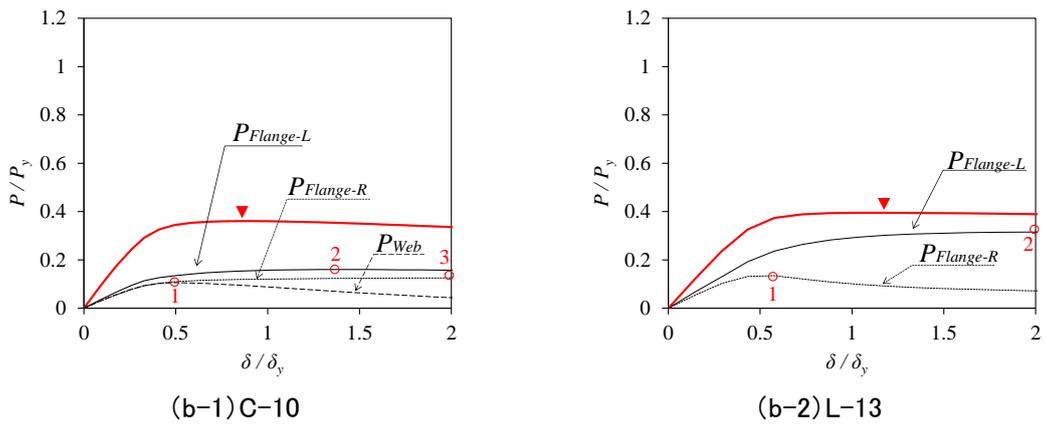


図 4.3 最小断面周辺の構成要素



(a) 部材全体と板要素がほぼ同じタイミングで最大値を示したケース



(b) 部材全体と板要素が異なるタイミングで最大値を示したケース

図 4.4 荷重 ( $P/P_y$ ) と変位 ( $\delta/\delta_y$ ) の関係の一例

図 4.5 には、付図 4.1 の中から代表的な 3 ケース (L-16, C-3, C-7) の荷重-変位関係と、最初に剛性が大きく変化した点と最大耐力時での変形状 (倍率 10 倍) を示す。変形図には応力コンターも示している。図 4.5(a) に示す山形鋼 L-16 は、最大腐食率が 8 % と比較的小さく、最小断面位置において断面全体が降伏した後に塑性域で局部座屈を生じて耐力低下に至ったケースである。最大耐力を示した後も緩やかに荷重が低下しており、2 枚の板要素の挙動もほぼ一致している。安定かつ断面内の板要素で一様な挙動をしているタイプである。次の図 4.5(b) に示す溝形鋼 C-3 は、最大腐食率が約 40 % であり、かなり腐食が進行しているケースである。幅厚比パラメータが比較的大きい Flange-R の板要素が局部座屈して最大耐力に至ることが変形図からも分かるが、有効幅理論<sup>16),17)</sup>で仮定されるように、同一断面内の Web と Flange-L の板要素に応力が再配分されることで部材全体としては荷重が増加し続ける様子が認められる。最終的には、Flange-L が最大耐力を迎え、続いて Web が最大耐力に至ることによって部材全体としての最大耐力に到達している。最後の図 4.5(c) の溝形鋼 C-7 は、最大腐食率が約 40 % であり、Web に比較的大きな孔食を有するケースである。まず Flange-R が局部座屈によって最大耐力に達し、続けて Web が局部座屈を生じることで部材全体としての最大耐力に達している。このとき、Flange-L は最大耐力に達しておらず、部材全体の最大耐力を発揮する以前に全ての板要素が最大耐力に至った図 4.5(b) の挙動とは異なる。孔食の存在がその挙動に影響を及ぼしたと考えられるが、図 4.5(c) のケースでも最終的には全ての板要素が最大耐力を発揮しており、孔食を伴うような腐食の程度が大きなケースでも断面内での応力再配分が確認できる。

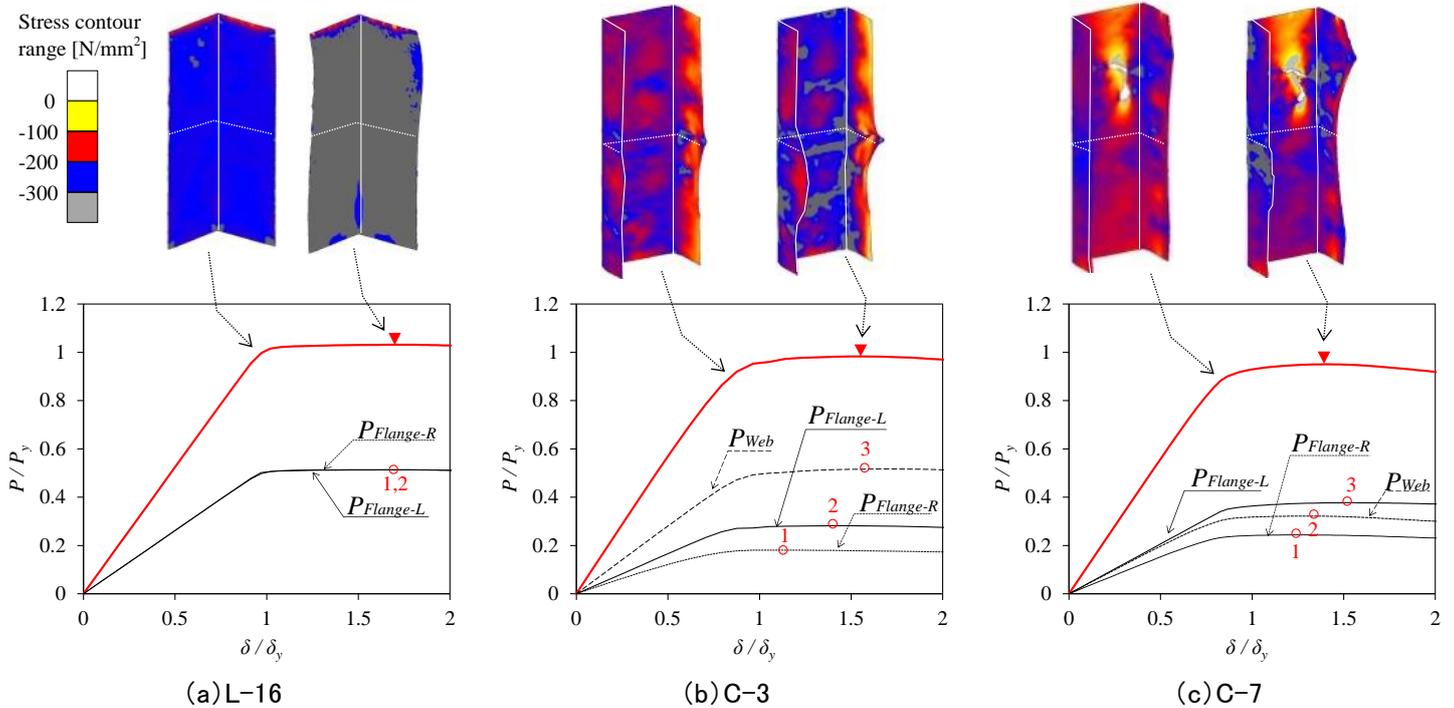


図 4.5 代表的なケースの荷重( $P/P_y$ )と変位( $\delta/\delta_y$ )の関係と変形状況

図4.6はFEM解析の最大耐力 $P_{FEM}$ を降伏耐力 $P_y$ で除した $P_{FEM}/P_y$ と最大腐食率 $R_{max}$ との関係を示したものである。 $R_{max} = 40\%$ 付近までは $P_{FEM}/P_y \approx 1.0$ であり、最小断面の降伏によって最大耐力が支配されている。一方、 $R_{max} \geq 40\%$ では断面が塑性化に至らないケースが大半を占めている。これは、 $R_{max}$ の増加とともに局部座屈が顕在化して耐力低下が生じたものと想定される。図4.7は、対象とした腐食部材の幅厚比パラメータの最大値 $\lambda_{pc}$ と最大腐食率 $R_{max}$ との関係を示したものである。 $R_{max} = 40\%$ までは $\lambda_{pc}$ と $R_{max}$ との関連性は明瞭ではないが、 $R_{max} = 40\%$ を超えると、ばらつきは大きいものの、 $\lambda_{pc}$ と $R_{max}$ の間には一定の比例関係が認められる。腐食の増大に伴って $\lambda_{pc}$ も大きくなり、部材挙動に及ぼす局部座屈の影響が強くなることを示唆している。

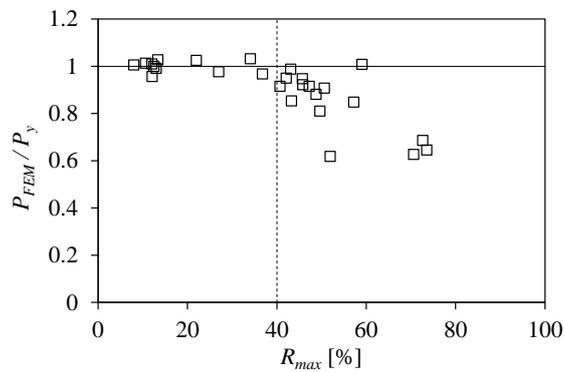


図 4.6  $P_{FEM}/P_y$ と $R_{max}$ の関係

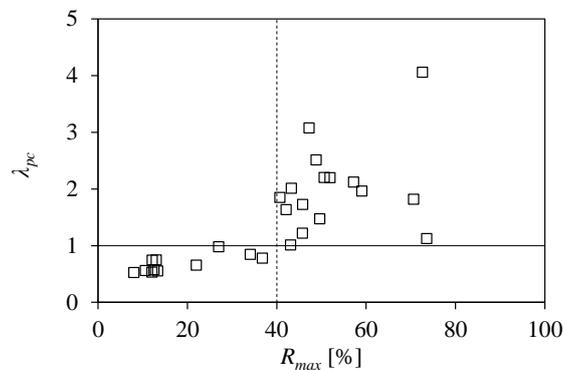


図 4.7  $\lambda_{pc}$ と $R_{max}$ の関係

### 4.3 有効幅理論に基づく腐食した局部座屈耐力評価

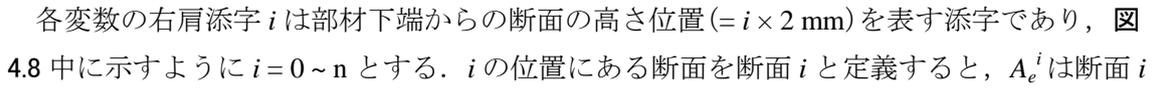
前述した検討の結果、腐食部材においても断面内の応力再分配が認められた。ここでは、断面内の応力再分配によって有効幅領域が降伏して最大耐力  $P_e$  に至るとする有効幅理論の適用性を検討する。最大耐力  $P_e$  は、AISI 基準の有効幅<sup>16),17)</sup>に基づいて算出した有効断面耐力であり、計算式を以下に示す。

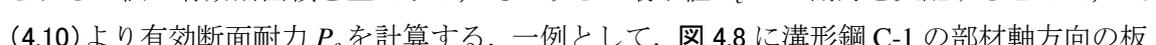
$$P_e = \sigma_y A_e^{min} \quad (4.10)$$

$$A_e^{min} = \min(A_e^1, A_e^2, A_e^3, \dots, A_e^i, \dots, A_e^n) \quad (4.11)$$

$$\begin{aligned} A_e^i &= A_{e(Flange-L)}^i + A_{e(Web)}^i + A_{e(Flange-R)}^i + A_{e(Corner)}^i \\ &= (\rho A)_{Flange-L}^i + (\rho A)_{Web}^i + (\rho A)_{Flange-R}^i + A_{Corner}^i \\ &= \rho_{Flange-L}^i (bt_{ave})_{Flange-L}^i + \rho_{Web}^i (bt_{ave})_{Web}^i \\ &\quad + \rho_{Flange-R}^i (bt_{ave})_{Flange-R}^i + (bt_{ave})_{Corner}^i \end{aligned} \quad (4.12)$$

$$\rho^i = \begin{cases} 1 & \lambda_p^i \leq 0.673 \\ \frac{1 - 0.22 / \lambda_p^i}{\lambda_p^i} & \lambda_p^i > 0.673 \end{cases} \quad (4.13)$$

各変数の右肩添字  $i$  は部材下端からの断面の高さ位置 ( $= i \times 2 \text{ mm}$ ) を表す添字であり、 4.8 中に示すように  $i = 0 \sim n$  とする。 $i$  の位置にある断面を断面  $i$  と定義すると、 $A_e^i$  は断面  $i$  における有効断面積 ( $\text{mm}^2$ ) である。断面  $i$  は部材軸方向に  $n$  個存在するため、 $n$  個の有効断面積のうちの最小値が  $A_e^{min}$  となる。 $\rho^i$  は AISI 基準<sup>16),17)</sup>に基づいて得られる有効断面率、 $b$  は板要素の幅 ( $\text{mm}$ )、 $t_{ave}$  は板要素の平均板厚 ( $\text{mm}$ ) である。式(4.12)中の右辺の添字 Flange-L, Flange-R, Web, Corner は各々、左フランジ板要素、右フランジ板要素、ウェブ板要素、角部を意味する。

$P_e$  の算定法を具体的に説明する。まず、部材軸方向の断面  $i$  を対象に、その断面の幾何情報より各板要素の幅厚比パラメータ  $\lambda_p^i$  を求め、式(4.13)に基づいて有効断面率  $\rho^i$  を算出する。次に、その有効断面率  $\rho^i$  を基に、式(4.12)により各板要素の有効断面積を算出し、角部の断面積も含めた合計値を有効断面積  $A_e^i$  とする。最後に、部材軸方向  $2 \text{ mm}$  ピッチに与えられる  $n$  個の有効断面積を全て求め、そのうちの最小値  $A_e^{min}$  が耐力を支配するとして、式(4.10)より有効断面耐力  $P_e$  を計算する。一例として、 4.8 に溝形鋼 C-1 の部材軸方向の板要素毎の幅厚比パラメータと式(4.12)で与えられる有効断面積の変化を示す。有効断面積は部材軸方向に沿って複雑に変化し、この C-1 部材では部材中央部付近で最小値  $A_e^{min}$  が発生するが、幅厚比パラメータと有効断面積の分布性状の相互関係は明瞭ではない。

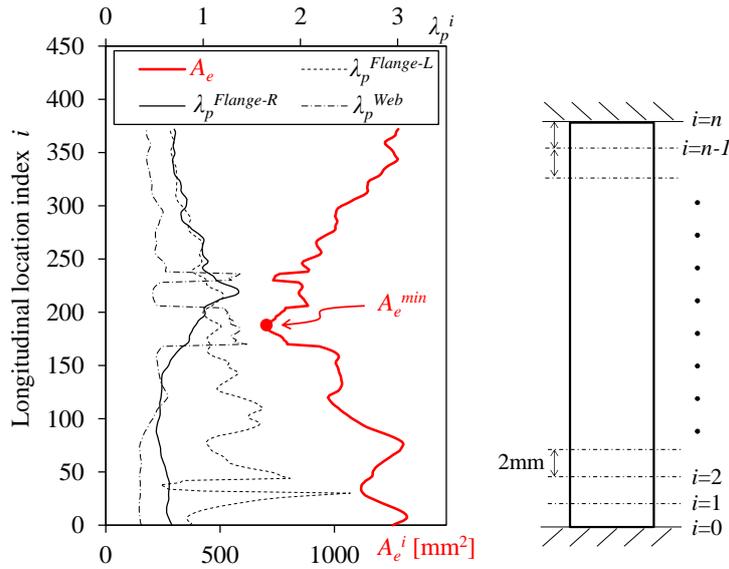


図 4.8 部材 C-1 における  $A_e$  と  $\lambda_p$  の変化

図 4.9 には、FEM 解析の最大耐力  $P_{FEM}$  を耐力推定値  $P_e$  で除した比率  $P_{FEM}/P_e$  と最大腐食率  $R_{max}$  との関係を示す。図 4.6 と比較すると、降伏耐力  $P_y$  よりも有効断面耐力  $P_e$  による評価の方が、全般的に精度が向上している。 $P_{FEM}/P_e$  の平均値は 1.06、変動係数は 12.2% である。一部で過度に安全側なケースが見られるものの、設計上は腐食部材に対しても有効幅理論が概ね適用できると考えられる。なお、図 4.9 中の×プロットは、孔食によって断面を大きく欠損した部材であり、元断面の大部分を喪失したケースや部材軸方向に連続した孔食によって断面が複数の抵抗要素に分断されたケースが含まれる。これらケースの変形前後の様子(倍率 10 倍)を図 4.10 に示すが、大きな孔食の存在により、複雑な変形を示していることが分かる。図 4.10 のような孔食を伴った C-6, C-10, L-1, L-2, L-6 の 5 つのケースを除くと、 $P_{FEM}/P_e$  の平均値は 1.04、変動係数は 6.7% となり、精度がかなり向上する。よって、孔食の存在は耐力評価に反映する必要があるが、断面が複数に分断されるような大きな孔食を有する部材は、提案した評価式(4.14)の適用範囲からは除外した方がよい。

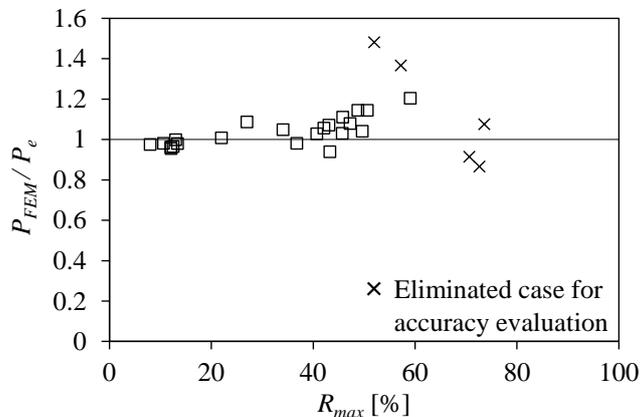


図 4.9 有効幅理論による耐力推定の精度

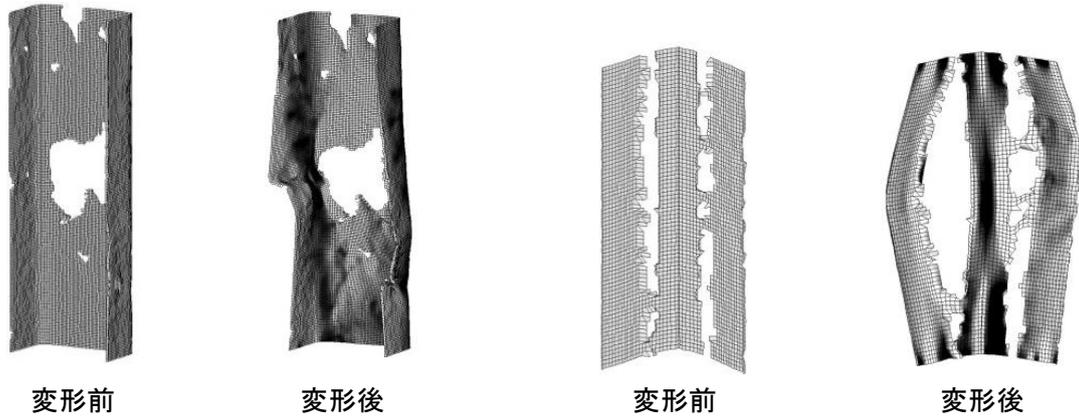


図 4.10 腐食が著しいケースの変形前後の比較例(左:C-10, 右:L-2)

#### 4.4 連成座屈を考慮した腐食した溝形鋼および山形鋼の座屈耐力算定式

3章で提案した腐食部材の座屈耐力式(4.2)は、全体座屈挙動を対象とした Johnson 放物線式を基本としているため、局部座屈が支配的になる最大腐食率 40%以上の領域で評価精度が低下した。そこで 4.3 では腐食部材の局部座屈に関する力学挙動を改めて分析し、有効幅理論に基づく有効断面積の最小値を用いた局部座屈耐力式(4.10)を提案した。両者を比較すると、式(4.3)の補正係数  $\phi'$  は、最大腐食率  $R_{max}$  の増加と共に低下する断面積の有効率に他ならず、式(4.2)の  $\phi' A_{min}$  は今回提案した有効断面積  $A_e^{mim}$  と同義と理解できる。そこで、 $\phi' A_{min}$  の代わりに式(4.11)の  $A_e^{mim}$  を適用することによって、以下のような全体座屈と局部座屈の連成耐力式  $P_{cr}$  を提案する。

$$P_{cr} = \sigma_{cr0} A_e^{min} \quad (4.14)$$

$$\sigma_{cr0} = \begin{cases} (1 - 0.24 \lambda_{n0}^2) \sigma_y & \lambda_{n0} < 1.3 \\ \frac{1}{\lambda_{n0}^2} \sigma_y & \lambda_{n0} \geq 1.3 \end{cases} \quad (4.15)$$

$$\lambda_{n0} = \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \frac{L_k}{i_0} \quad (4.16)$$

ここで、 $\sigma_{cr0}$  は腐食前の細長比パラメータ  $\lambda_{n0}$  と降伏応力  $\sigma_y$  を Johnson 放物線式<sup>1),2)</sup>に代入して得られる腐食前部材の全体座屈応力(N/mm<sup>2</sup>)である。 $A_e^{mim}$  は下式(4.17)に全体座屈応力  $\sigma_{cr0}$  を用いて算出した幅厚比パラメータ  $\lambda_{p0}$  に基づいて、式(4.11)～式(4.13)によって求めた有効断面積の最小値である。なお、前節 4.3 での  $A_e^{mim}$  の評価では、板要素の端部が  $\sigma_y$  に至る短柱を対象としたため、式(4.4)に示すような  $\sigma_y$  を用いた  $\lambda_{p0}$  を適用したが、全体座屈と局

部座屈の連成座屈では、板要素の端部は $\sigma_y$ に到達しない．ここでは、AISI 基準<sup>16), 17)</sup>で提案されている方法に基づき、 $\sigma_y$ に代えて全体座屈応力 $\sigma_{cr0}$ を適用することとした．

$$\lambda_{p0} = \frac{1}{\pi} \frac{b}{t} \sqrt{\frac{12(1-\nu^2) \sigma_{cr0}}{kE}} \quad (4.17)$$

前章で得た腐食した長柱部材の実験値 $P_{exp}$ を、既報の耐力式(4.2)と上記の評価式(4.14)で評価した場合の精度を図4.11に示す．図中の○印が耐力式(4.2)であり、補正係数 $\phi'$ の影響によって全般的に安全側の評価を与えている．特に腐食の程度が大きい領域では過度に安全側となっている．一方、図中の■印は評価式(4.14)の結果である．式(4.14)は断面減少と局部座屈の両方の影響を直接考慮しているため、腐食の程度によらず概ね一様な精度を与えており、 $P_{exp}/P_{cr}$ の平均値は1.05、変動係数は12.3%となっている．

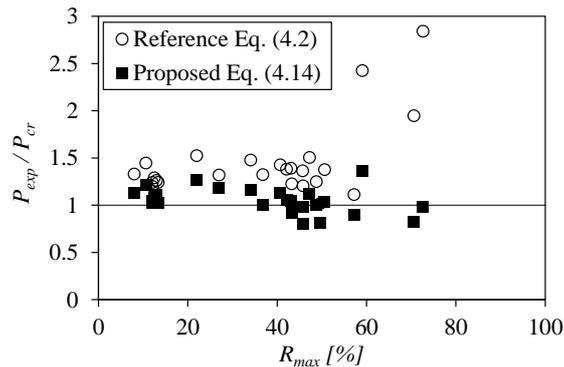


図 4.11 耐力評価式の評価精度

### 4.5 腐食部材の有効断面積の最小値の算定

これまでの検討を通じて、有効断面積の最小値を用いることによって、腐食部材の局部座屈特性を良好に考慮できることを把握したが、このためには部材軸方向に沿って変化する有効断面積の最小値を抽出することが必要となる。しかしながら、部材軸方向に変化する幅厚比パラメータをもとに有効断面積を逐一計算して、その中から最小値を求めるプロセスは相当な労力を要する。図4.12には、各板要素の幅厚比パラメータの変化と有効断面積が最小となる位置について代表的な4ケースを示す(全試験体については付図4.2を参照)。図4.12(a)L-4は腐食率が小さいため、板要素の幅厚比パラメータの変化も小さく、有効断面積は部材軸方向においてほぼ一定となるケースである。図4.12(b)L-13は左フランジのみが中程度の腐食を呈しているため、有効断面積そのものは減少するものの、一様な腐食性状であるため、有効断面積の部材軸方向の変化は比較的小さいと考えられる。図4.12(c)C-9は一部の板要素の幅厚比パラメータが局所的に変化しており、その幅厚比パラメータの最大値が発生する位置で部材としての有効断面積が最小となっている。図4.12(d)C-1はいずれの板要素も部材全長に渡って腐食が生じているが、必ずしも幅厚比パラメータ $\lambda_p$ が最大となる位置で有効断面積も最小になるわけではなく、全ての板要素の幅厚比パラメータの累計値が大きい位置で有効断面積が最小となるように見える。

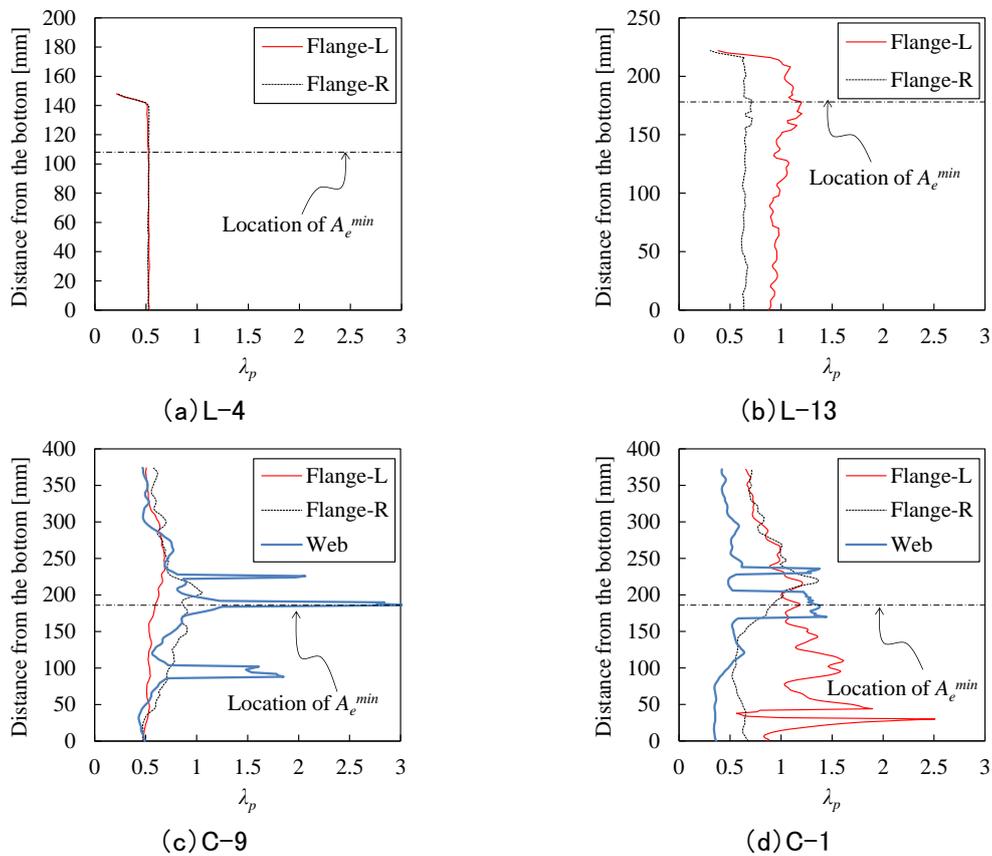


図 4.12 幅厚比パラメータの高さ方向分布

このように、多くのケースでは腐食の状況によって幅厚比パラメータが複雑に変化するため、有効断面積は1つの板要素の情報からは一概に決定づけられず、その最小値を抽出する作業は相当な困難を伴うことになる。ここで仮に、腐食部材の最小断面積  $A_{min}$  の位置での有効断面積を  $A_e^{mim}$  として代用できるとすれば、耐力評価の煩雑性を大幅に緩和できる可能性があるため、 $A_e^{mim}$  と最小断面積位置での有効断面積 ( $A_e@A_{min}$ ) との関係を調査してみる。その結果を図 4.13 に示すが、両者には強い相関関係が認められる。この事実は、腐食部材の  $A_{min}$  の位置とその断面の幾何情報が把握できれば、式(4.10)の  $A_e^{mim}$  に  $A_{min}$  の位置での有効断面積  $A_e@A_{min}$  を適用することによって短柱部材の耐力を評価できることを意味する。

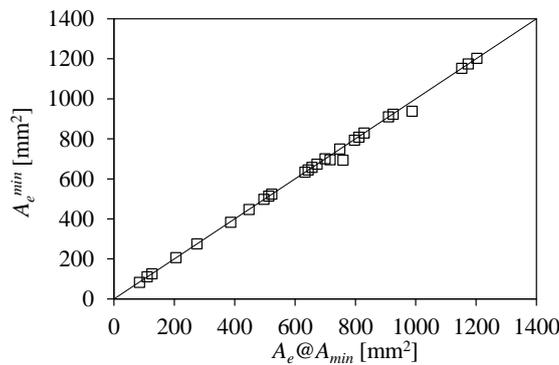


図 4.13  $A_e^{mim}$  と  $A_{min}$  位置での  $A_e$  の関係

図 4.13 より、腐食部材の最小断面積  $A_{min}$  の位置での有効断面積  $A_e$  によって  $A_e^{mim}$  を概ね評価できることが分かったが、 $A_e$  を計算するためには  $A_{min}$  の位置での各板要素の平均板厚を求める必要がある。この作業には断面の詳細な幾何データが必須となるため、相当な手間を要する。仮に、 $A_{min}$  とその他既知のデータ(元の健全断面の断面諸定数など)によって  $A_e^{mim}$  を推定できれば省力化が図れる。ここでは、その可能性について検討してみる。

まず、有効幅理論を腐食部材の断面積に適用した場合の式(4.18)を考える。図 4.14 に示すような  $n$  個の板要素からなる形鋼を想定する。ここでは、簡単のため角部は無視する。

$$A_e = \sum_{i=1}^n \rho^i A^i \quad (4.18)$$

ここで、 $A_e$  は有効断面積、 $A^i$  は各板要素の断面積、 $n$  は板要素の個数、 $\rho^i$  は各板要素の有効断面率であり、下式で定義される。

$$\rho^i = \frac{1 - 0.22 / \lambda_p^i}{\lambda_p^i} \leq 1.0 \quad (4.19)$$

式(4.18)をより簡略化して、板要素の中で最大の幅厚比パラメータ  $\lambda_{pc}$  によって得られる最小の  $\rho^i = \rho_{min}$  を適用した式(4.20)を考えてみる。

$$A_e = \rho_{min} A_i \quad (4.20)$$

ここで、 $\rho_{min} = (1 - 0.22 / \lambda_{pc}) / \lambda_{pc}$ 、 $A_i$ は高さ  $i$ での全断面積である。この式は板要素中の最小の  $\rho^i$ を用いるため、求まる  $A_e$ は正解より小さくなることになる。その傾向を補正するために、

$$A_e = \rho_{min}^\alpha A_i \quad , \quad \alpha < 1.0 \quad (4.21)$$

の式を仮定し、 $A_e = A_e @ A_{min}$ 、 $A_i = A_{min}$ として前節のデータを使って、試行錯誤的に適切な  $\alpha$ を定めてみる。

$$\alpha = 0.4 \quad (4.22)$$

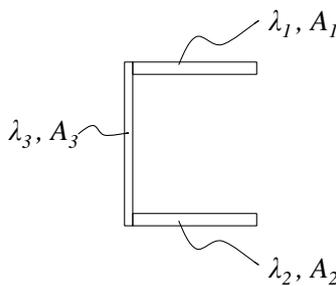


図 4.14 形鋼内の板要素の定義

とした場合の結果を図 4.15 に示す。ばらつきはあるものの、式(4.21)によって、おおよそ  $A_e @ A_{min}$  を推定できることが分かる。

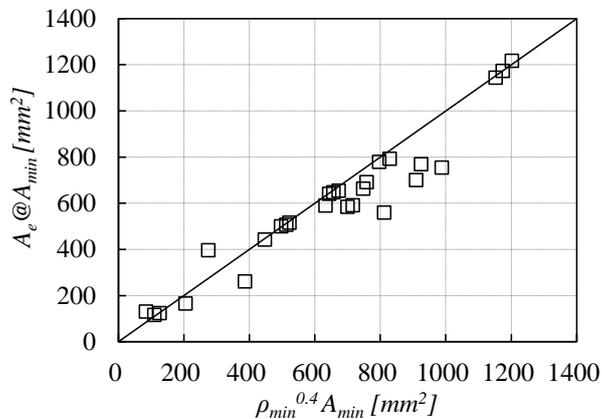


図 4.15 最小有効断面率を用いた  $A_e @ A_{min}$  の推定精度

一方、式(4.20)の $\rho_{min}$ を定めるためには、腐食部材の板要素の中で最大となる幅厚比パラメータ $\lambda_{pc}$ が必要となる。 $\lambda_{pc}$ の算出のためには板要素の平均板厚が必要となり、結果、腐食部材の断面幾何データが必須となる。このデータ取得の手間を回避するために、腐食前の健全部材の断面積 $A_0$ とその板要素中の最大幅厚比パラメータ $\lambda_{p0}$ 、そして腐食部材の最小断面積 $A_{min}$ を使って $\lambda_{pc}$ を求めることを考えてみる。 $A_0$ 、 $\lambda_{p0}$ は腐食前の健全断面の情報から得られるものであり、与えられた設計情報である。今、単純な板断面を想定すると、

$$\lambda_{pc} = \frac{A_0}{A_{min}} \lambda_{p0} \quad (4.23)$$

の関係が得られるが、これを腐食部材全体に適用すると、板要素毎の腐食程度が異なるため、当然、上式の適用性は制限される。そこで、

$$\lambda_{pc} = \beta \left( \frac{A_0}{A_{min}} \right)^\gamma \lambda_{p0} \quad (4.24)$$

という式を仮定し、前節に示した $\lambda_{pc}$ と $\lambda_{p0}$ のデータに基づく試行錯誤により、妥当な $\beta$ と $\gamma$ を定めてみる。図4.16が、

$$\beta = 0.8 \quad , \quad \gamma = 1.8 \quad (4.25)$$

とした際の推定精度(表4.1中の $\lambda_{pc}$ と式(4.24)による算出結果との比較)となるが、図4.16の縦軸の $\lambda_{pc}$ が3を超える領域、すなわち腐食率の大きい範囲( $R_{max} \geq 70\%$ )を除けば、ある程度の精度で式(4.24)によって $\lambda_{pc}$ を評価することができるようである。

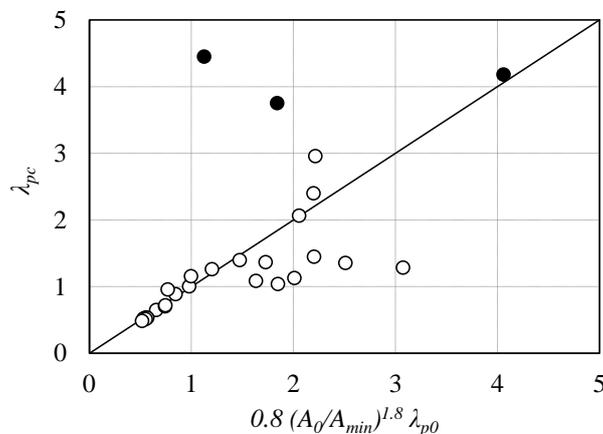


図 4.16 最大幅厚比パラメータ $\lambda_{pc}$ の推定精度

最終的に、式(4.21)、式(4.22)、式(4.24)、式(4.25)を組合せて、以下のような  $A_e@A_{min}$  の評価式を提案する。

$$A_e@A_{min} = \left\{ \frac{1 - 0.22 / \lambda_{pc}}{\lambda_{pc}} \right\}^{0.4} A_{min} \quad (4.26)$$

$$\lambda_{pc} = 0.8 \left( \frac{A_0}{A_{min}} \right)^{1.8} \lambda_{p0} \quad (4.27)$$

上式では、 $A_0$ 、 $\lambda_{p0}$ は当初の設計条件として与えられているため、式(4.14)に示す座屈耐力評価に用いる  $A_e@A_{min}$  を得るために必要な情報は  $A_{min}$  のみとなる。図4.17には、式(4.26)で求めた断面積と前節に示した  $A_e@A_{min}$  との関係を示すが、良好な精度で評価できていることが分かる。当然、この精度は今回検討したデータの範囲内に限定されるものであり、評価式の適用性については今後更なるデータ蓄積による検証が必要である。

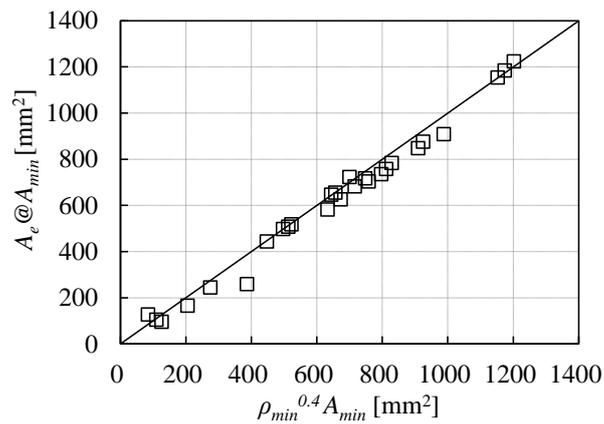


図 4.17 最小断面位置での有効断面積  $A_e@A_{min}$  の推定精度

## 4.6 まとめ

本章では、腐食した溝形鋼および山形鋼の3次元幾何データを反映した解析モデルの一部を切り出して、短柱部材の弾塑性大変形 FEM 解析を実施し、中心軸圧縮試験では把握できなかった局部座屈が卓越する短柱部材の挙動に焦点を当てた解析的検討を試みた。解析的に得られた局部座屈挙動を分析すると共に、有効幅理論を適用して最大耐力の評価を行った。本章での知見をまとめると以下ようになる。

- 1) 腐食した短柱部材は、特に最大腐食率が 40 % を超えると、板要素の減肉により局部座屈の影響が顕著となる。解析結果を概観して大別すると次のような挙動が認められた。一つは、比較的腐食率が小さい場合にみられ、最小断面位置において全断面降伏後に局部座屈を生じて最大耐力に達する挙動である。もう一つは、断面内の一部の板要素が先行して局部座屈した後も、応力の再配分によって最終的に全板要素が最大耐力を発揮する挙動である。
- 2) 腐食した短柱部材の最大耐力は、有効幅理論により求めた有効断面積の最小値を用いることで比較的良好な精度で評価できることが分かった。これは、一部の板要素が局所的に腐食減肉していても部材としては直ちに耐荷性能が低下せず、応力再配分によって同一断面内の他の板要素の有効断面が荷重を負担し続けるためである。なお、板要素がほぼ喪失するほどの極めて大きな孔食を持つ腐食部材については、他の腐食部材と比較して抵抗メカニズムそのものが大きく変化するため、ここで提案した耐力式による評価精度は低下することが確認された。
- 3) 腐食部材の有効断面積の最小値は部材軸方向の最小断面位置における有効断面積と強い相関を持つことが認められた。この事実は、最小断面積の位置とその断面の幾何情報が把握できれば、部材軸方向の有効断面を逐一計算しなくとも、腐食部材の局部座屈耐力を精度良く評価できることを意味する。
- 4) 腐食前部材の細長比パラメータから得られる全体座屈応力度と腐食後部材の幅厚比パラメータから得られる最小有効断面積の積からなる耐力式によって、全体座屈と局部座屈が連成する場合の耐力評価が可能であることが示された。この耐力式は腐食の程度によらず腐食部材の圧縮耐力を概ね妥当な精度で評価できる。
- 5) 提案した耐力式の適用性は自ずと今回対象としたデータの範囲内に留まることになるが、断面が複数に分断されるような大きな孔食を持つ部材の抵抗メカニズムは異なるため、適用範囲外として扱った方が良い。腐食部材の形状は複雑であるため、研究知見の更なる蓄積を通じて、より汎用的かつ精度の高い評価式を確立していくことが必要である。

## 参考文献

- 1) AISC (American Institute of Steel Construction) : Specification for Structural Steel Buildings, 2010.6
- 2) 国交省国土技術政策総合研究所, 建築研究所 : 薄板軽量形鋼造建築物設計の手引き, pp.60-95, 2008.4
- 3) 日本建築学会 : 鋼構造座屈設計指針, pp.16-64, pp.197-230, 2000.2
- 4) 久積和正, 菅野良一, 富永知徳, 今福健一郎, 藤井堅 : 自然腐食した溝形鋼および山形鋼の中心軸圧縮挙動とその強度評価, 鋼構造論文集, 第23巻, 第91号, pp.1-15, 2016.9.
- 5) Kazumasa Hisazumi, Ryoichi Kanno, Tomonori Tominaga, and Kenichiro Imafuku : 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, pp.393-398
- 6) Toshiya Uemura, Mitsuwo Fukuda, Kenichiro Imafuku, Kazumasa Hisazumi, Katashi Fujii: A Simple Evaluation Method for the Ultimate Compressive Strength of Shaped Steel with Local Corrosion, International Conference on Civil and Environmental Engineering, ICCEE2011, 14-16 November, 2011, National Central University, Taiwan
- 7) 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, pp.143-155, 2013.3
- 8) 岩坪要, 山本和弥, 森本陽介 : 部分的な板厚減少部を施した短柱部材の純圧縮実験, 土木学会第67回年次学術講演会, I-015, pp.29-30, 2012.9
- 9) 藤井堅, 近藤恒樹, 田村功, 渡邊英一, 伊藤義人, 杉浦征邦, 野上邦栄, 永田和寿 : 海洋環境において腐食した円形鋼管の残存圧縮耐力, 構造工学論文集 Vol.52A, pp.721-730, 2006.3
- 10) 山沢哲也, 野上邦栄, 園部裕也, 片倉健太郎 : 厳しい塩害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, 2009.3
- 11) 杉浦邦征, 田村功, 渡邊英一, 伊藤義人, 藤井堅, 野上邦栄, 永田和寿 : 腐食鋼板の圧縮強度の簡易評価法に関する検討, 土木学会論文集 A Vol.63No.1A, pp.43-55, 2007.1
- 12) 海田辰将, 藤井堅, 中村秀治 : 腐食したフランジの簡易な圧縮強度評価法, 土木学会論文集, No.766, I-68, pp.58-71, 2004.
- 13) 村中昭典, 皆田理, 藤井堅 : 腐食鋼板の表面形状と残存耐荷力, 構造工学論文集, Vol.44A, pp.1063-1071, 1998.
- 14) 中塚萌, 海田辰将, 藤井堅 : 荷重偏心に着目した局所腐食鋼板の圧縮強度解析, 土木学会第66回年次学術講演会, I-521, pp.1041-1042, 2011.9
- 15) 海田辰将, 川崎雄太, 勇秀憲, 大賀水田生 : 強度解析による局所腐食鋼板の圧縮強度

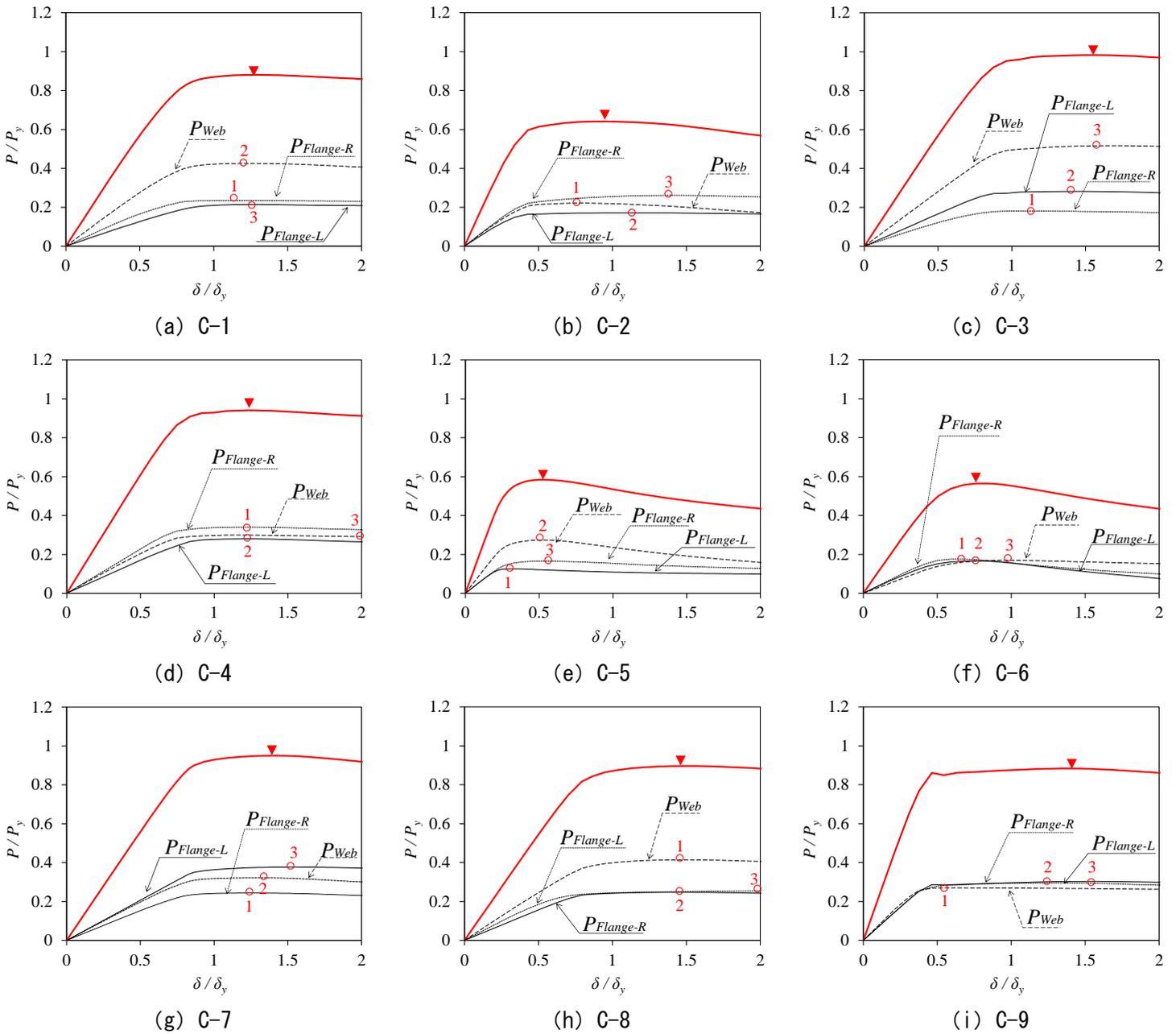
と力学特性に関する一考察, 土木学会第63回年次学術講演会, I-029, pp.57-58, 2008.9

- 16) AISI (American Iron and Steel Institute) : COLD-FORMED STEEL DESIGN MANUAL, 1946-1996 50th Commemorative Issue 1996 Edition, PART VIII Test procedures for use with the 1996 edition of the specification for the design of cold-formed steel structural members, pp.14-27
- 17) AISI (American Iron and Steel Institute) Standard : North American Specification for the Design of Cold-formed Steel Structural Members, 2016 Edition

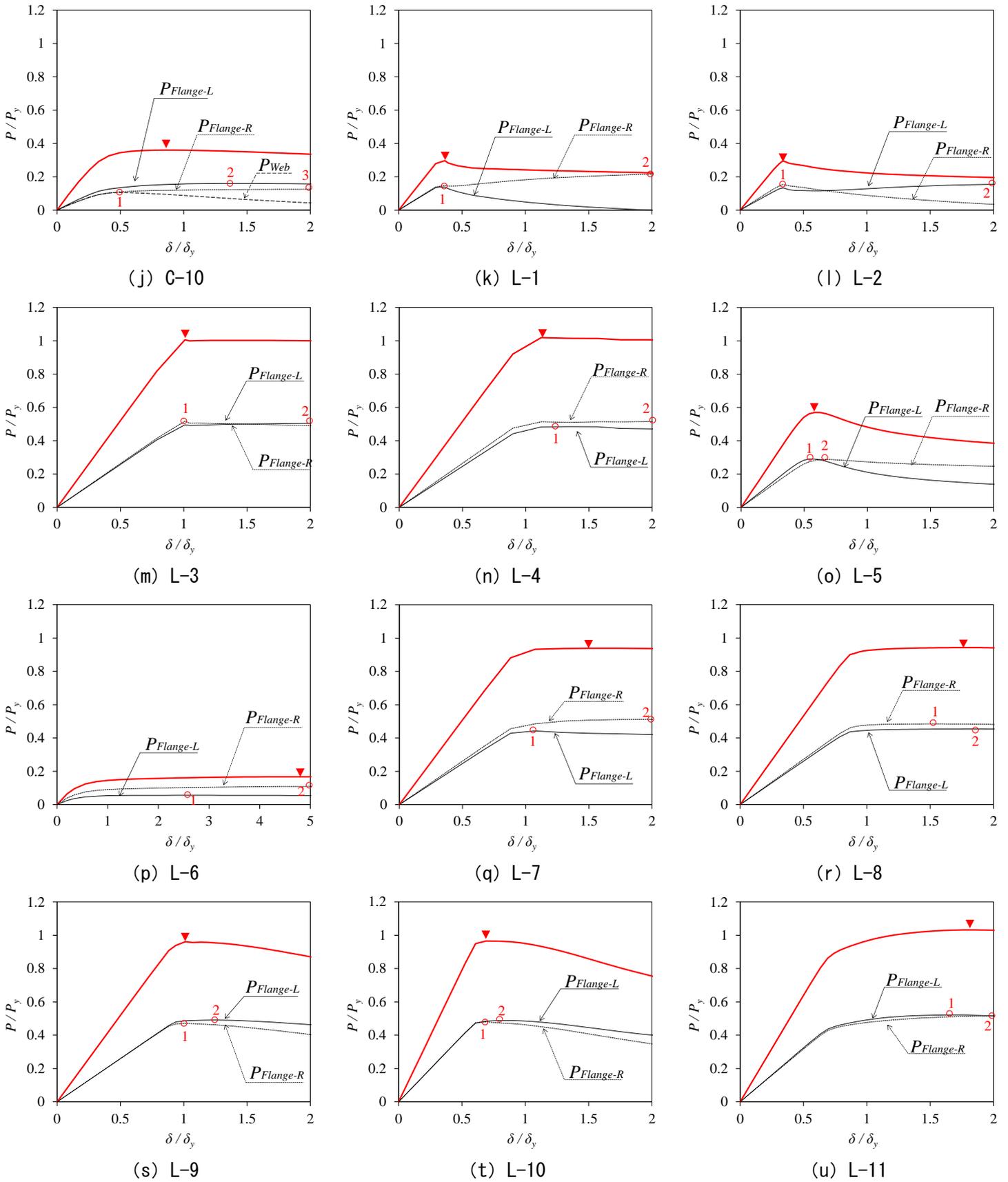
付録

付4.1 全解析ケースにおける荷重 ( $P/P_y$ ) と変位 ( $\delta/\delta_y$ ) の関係

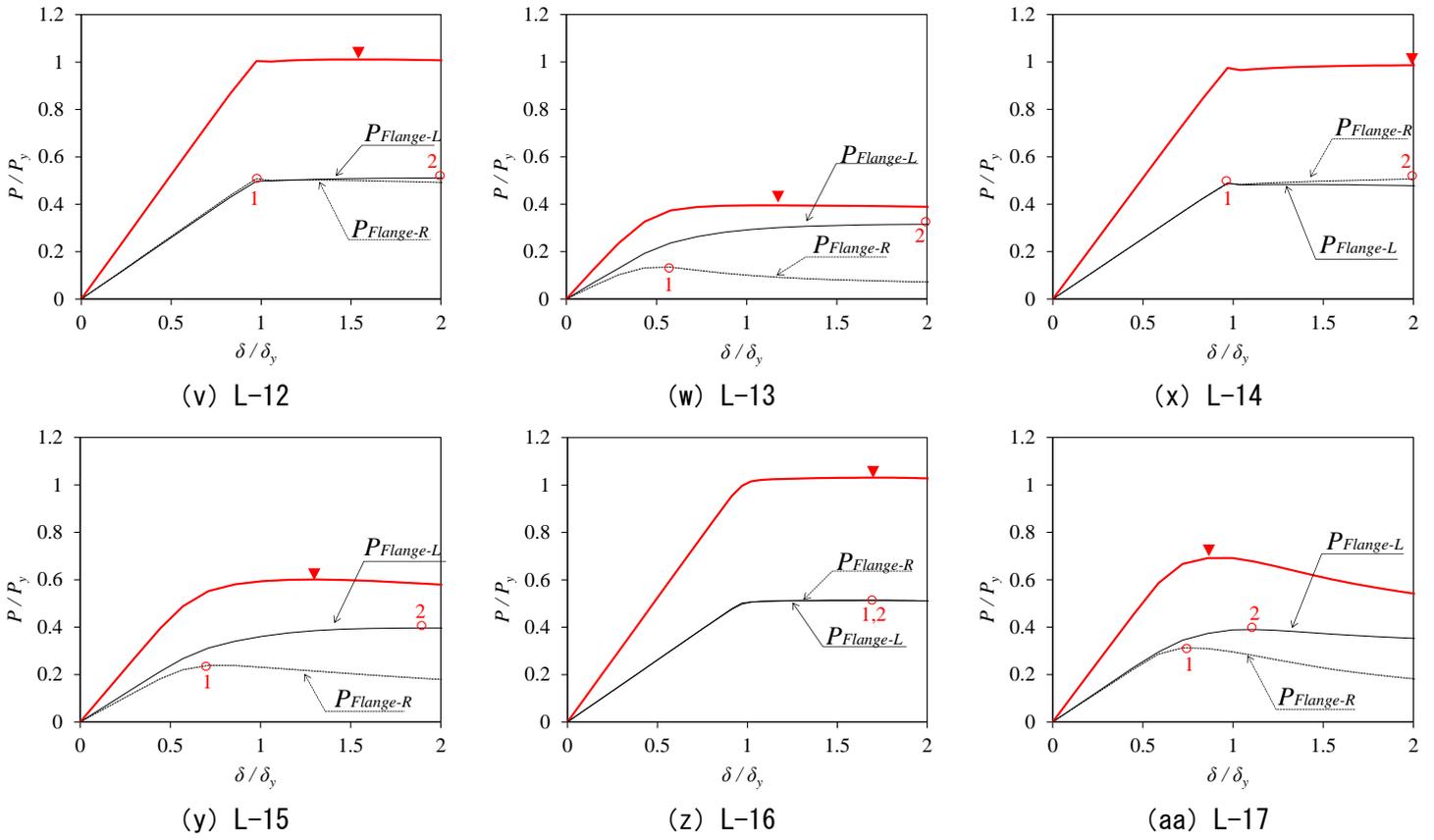
付図4.1には全試験体について、全荷重  $P$  を降伏耐力  $P_y (= \sigma_y \times A_{min})$  で除した  $P/P_y$  と鉛直変位  $\delta$  を軸降伏変位  $\delta_y (= \sigma_y \times L/E)$  で除した  $\delta/\delta_y$  との関係に併せて、最小断面位置における断面を構成する板要素の負担荷重を示す。



付図4.1 荷重 ( $P/P_y$ ) と変位 ( $\delta/\delta_y$ ) の関係



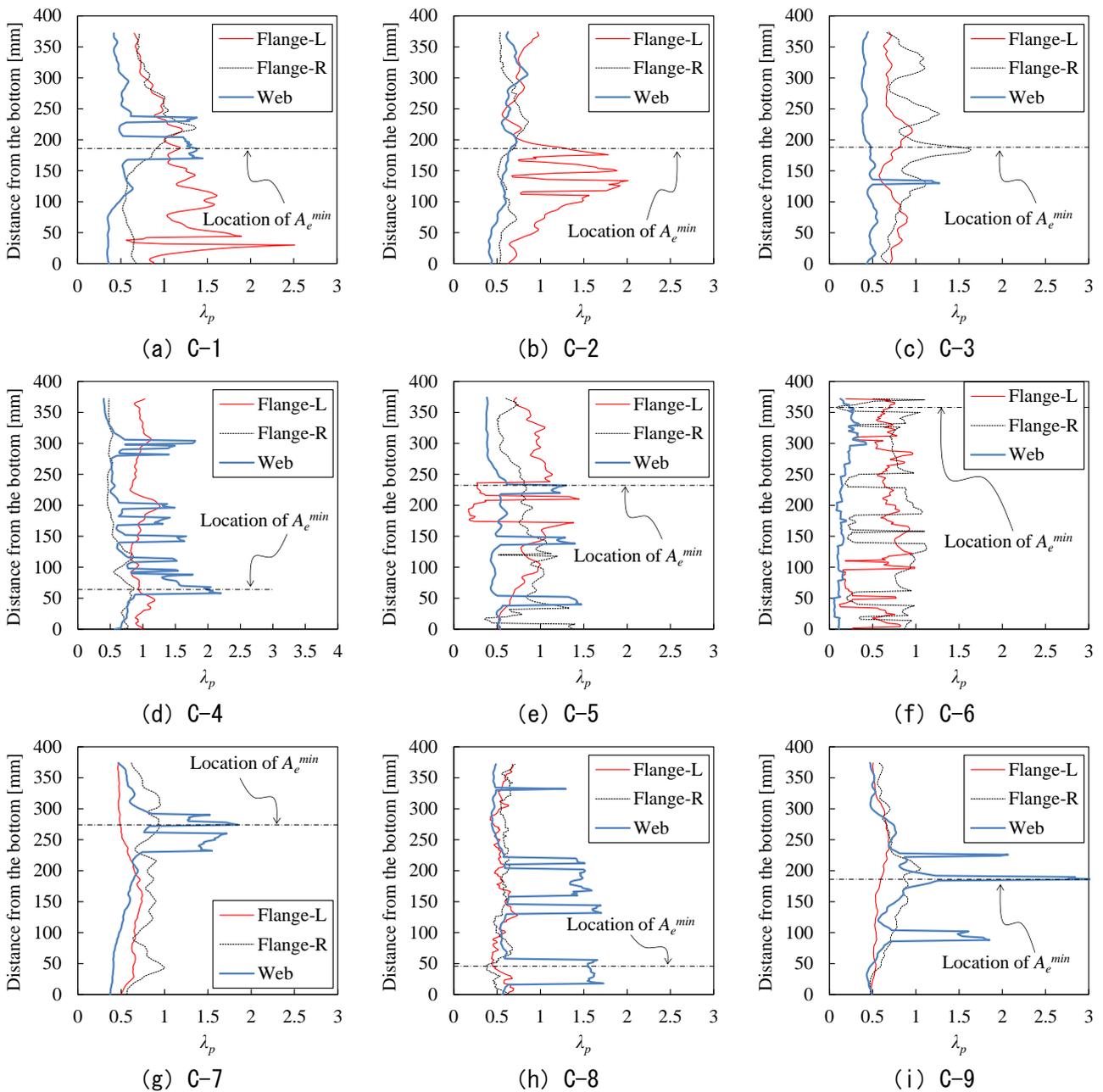
付図 4.1 荷重 ( $P/P_y$ ) と変位 ( $\delta/\delta_y$ ) の関係 (続き)



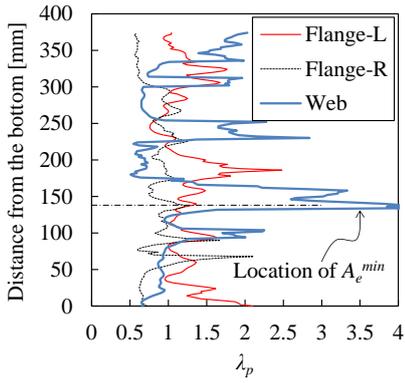
付図 4.1 荷重 ( $P/P_y$ ) と変位 ( $\delta/\delta_y$ ) の関係 (続き)

付4.2 幅厚比パラメータの高さ方向分布

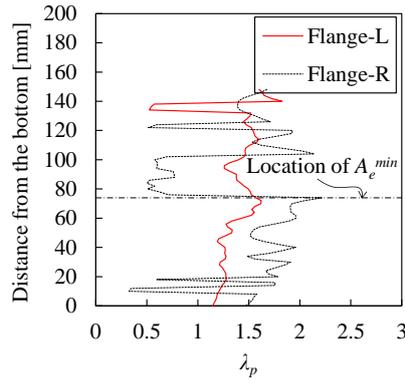
付図4.2には、各板要素の幅厚比パラメータの変化と有効断面積が最小となる位置を全試験体について示す。腐食の状況によって幅厚比パラメータが複雑に変化している。腐食が小さいケースでは幅厚比パラメータおよび有効断面積の変化も小さいが、局部的に幅厚比パラメータが変化しているケースでは、必ずしも最大幅厚比パラメータ位置と最小有効断面積位置が一致するわけではなく、有効断面積は1つの板要素の情報からは一概に決定づけられず、その最小値を抽出する作業は相当な困難を伴うことが容易に理解できる。



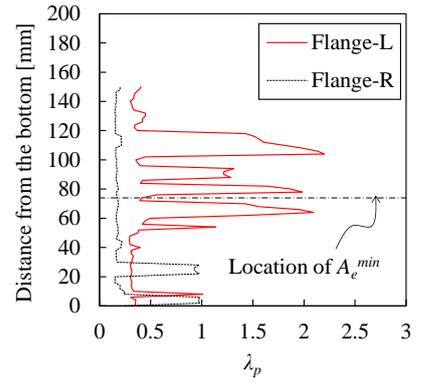
付図4.2 幅厚比パラメータの高さ方向分布



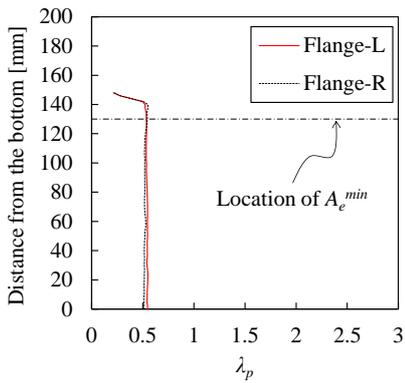
(j) C-10



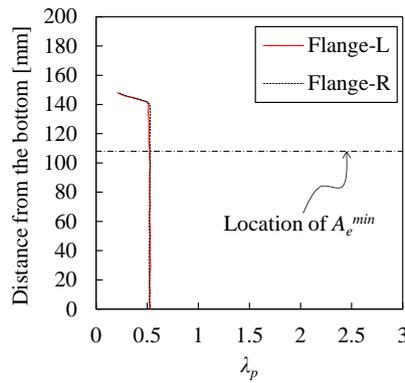
(k) L-1



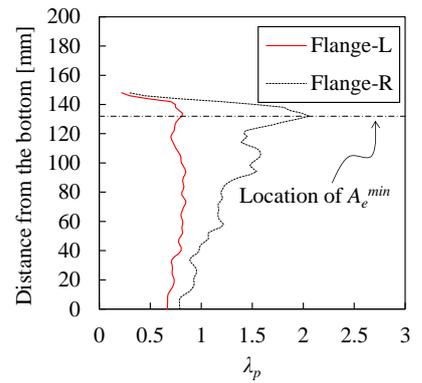
(l) L-2



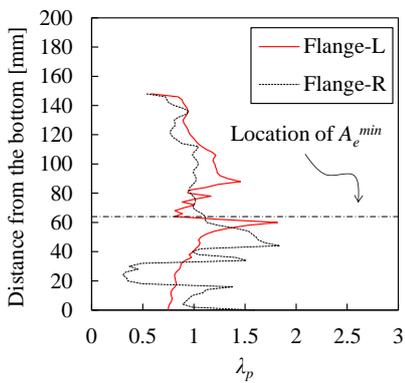
(m) L-3



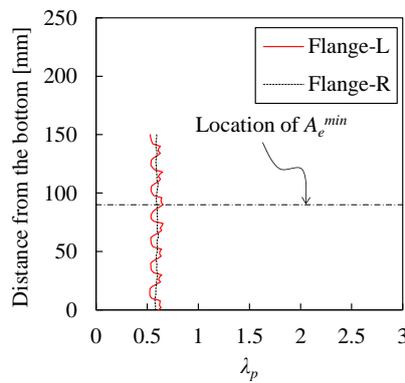
(n) L-4



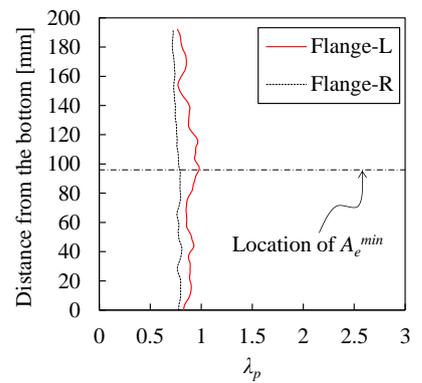
(o) L-5



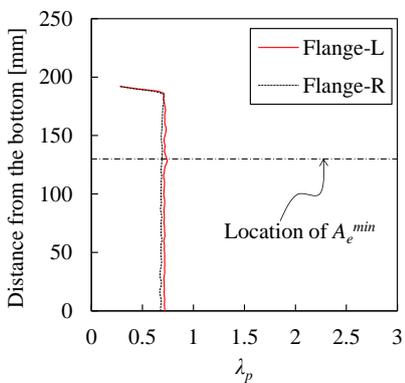
(p) L-6



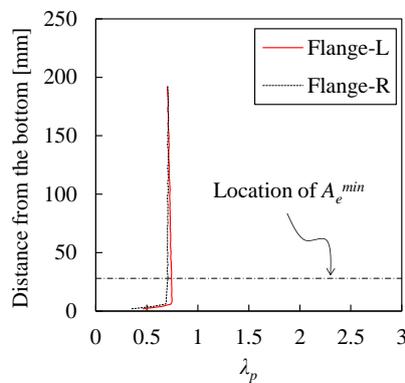
(q) L-7



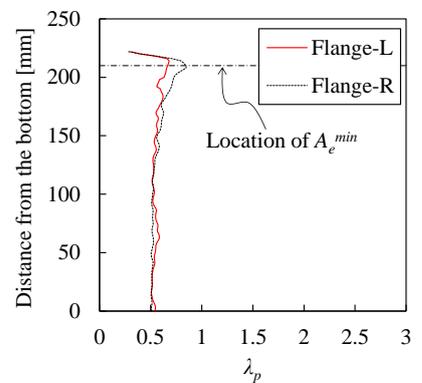
(r) L-8



(s) L-9

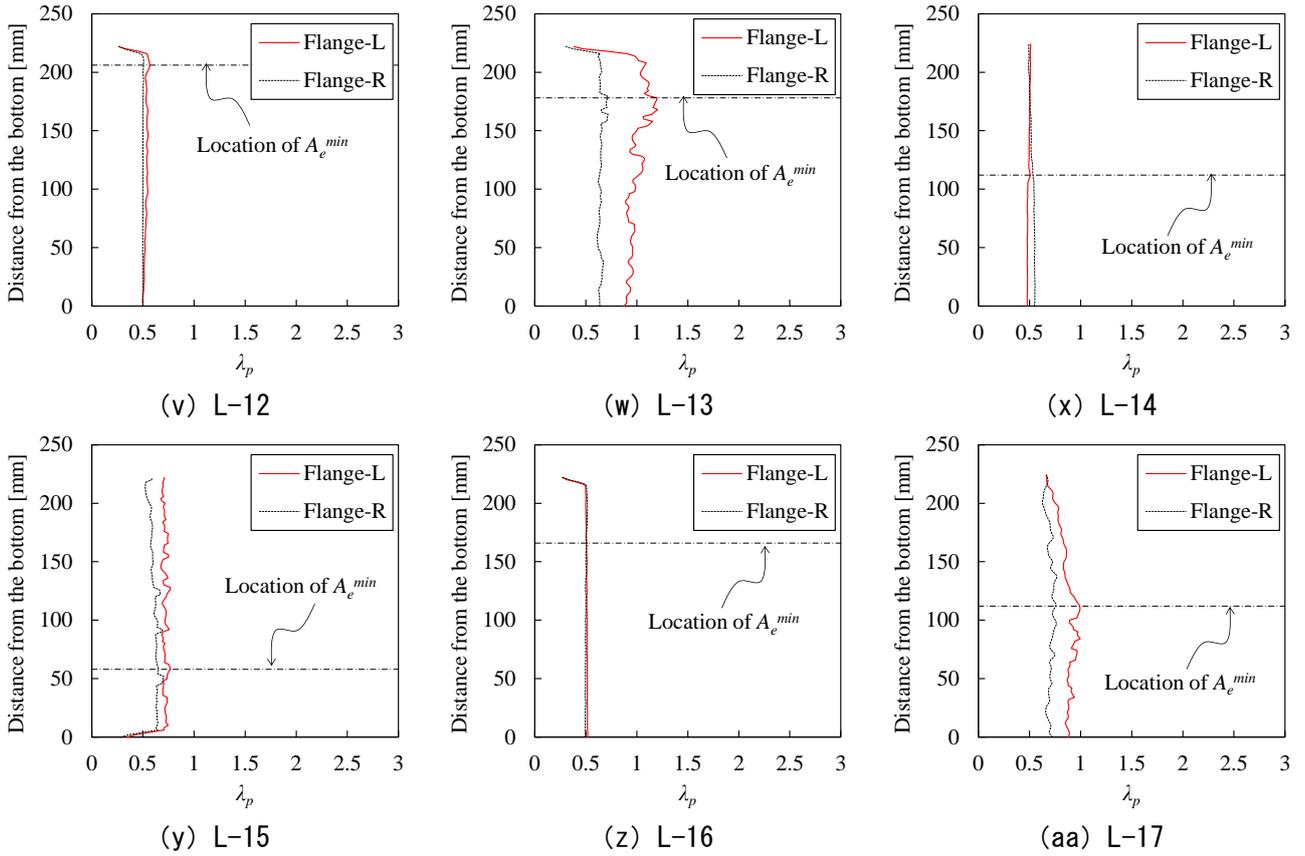


(t) L-10



(u) L-11

付図 4.2 幅厚比パラメータの高さ方向分布 (続き)



付図 4.2 幅厚比パラメータの高さ方向分布 (続き)

## 第5章 腐食分布の統計的分析に基づく最小断面積の簡易推定

### 5.1 概説

腐食劣化した鋼構造物の残存性能を評価するためには、腐食による鋼部材の断面積変化を正しく把握し、その部材耐力を評価することが基本となる。4章までに実施した、腐食した溝形鋼および山形鋼の実験・解析を通じた研究の結果、腐食部材の最小断面積やその位置での最小有効断面積が分かれば、全体座屈耐力や局部座屈耐力、さらには、それらの連成座屈耐力を推定できることが明らかになった。また、腐食したH形鋼や鋼管の圧縮耐力に関する実験を中心とした研究<sup>1)~10)</sup>においても、その耐力は最小断面積などに基づいて概ね評価できることが知られている。よって、腐食部材の圧縮耐力を評価するためには部材全体の腐食性状を全て明らかにする必要はなく、最小断面積となる部位を特定し、その部位の幾何情報を入手すれば良いこととなる。しかしながら、腐食性状は部材配置や周辺環境に大きく影響されるため不均一性が強く、部材の断面内や軸方向で複雑に変化するため、腐食の状況を正確に把握することは容易ではない。

既往の研究では、腐食した鋼板の板厚を簡易に推定する手法がいくつか提案されている。松本ら<sup>11)</sup>は、水門ゲートから採取した腐食した鋼板を対象として、その引張耐力と比例関係にある有効断面積を、複数の板厚のデータの抜取りによって一定の精度で評価する方法を提案し、全315点の板厚データの抜取り率5%程度で有効板厚を推定できるとした。時乗ら<sup>12)</sup>は、35年間経過した排水路壁面鋼矢板の腐食部を調査し、20点の板厚計測データにより実用上妥当な精度で平均板厚を推定できるとしている。中澤ら<sup>13)</sup>は、撤去されたプレートガーダーから採取した腐食鋼板の超音波板厚測定の結果に基づいて、場所を変えた20点の測定結果から腐食鋼板の平均板厚を安全側に評価する方法を提案した。

以上のような既往の研究の殆どは腐食したフラットな鋼板を対象とした平均板厚の推定法に関するものであり、腐食して3次的に幾何形状が変化する鋼部材の最小断面積を推定するための方法論は見られない。そのため現状は、レーザー測定機などにより腐食部材の軸・断面両方向に渡って3次元幾何情報を収集し、そのデータに基づいて最小断面積の位置とそこでの幾何情報を得るのが現実的な手段となる。しかし、このような方法では、必然的に相当な手間と時間を要するため、簡易に最小断面積を推定する方法が求められている。

そこで本章では、まず腐食した鋼構造物の性能評価に不可欠となる鋼部材の最小断面積を簡易に推定する方法について検討する。腐食した溝形鋼と山形鋼の3次元幾何情報をベースとして、部材軸方向の限られた箇所からサンプリングした断面積情報を基に、最小断面積の簡易推定法を提案する。さらに、異なった方法としてレーザーによる遠隔振動計測を利用して、腐食した鋼部材の固有振動数と腐食減肉量との対応関係から最小断面積を推定する方法についても言及する。

## 5.2 断面情報サンプリングによる最小断面積の簡易推定

### 5.2.1 検討部材の断面特性

約40年間屋外で供用された腐食したベルトコンベア鋼製架構の上下弦材・束材・斜材から切り出した溝形鋼10体(C-1~C-10)と山形鋼17体(L-1~L-10)を対象とする。表5.1には、2章の表2.2で示した全ケースの断面積の特性値の一覧を再掲する。なお、標記の都合上、試験体名称(C-1など)とは別に全試験体共通のケース名(Case1など)を用いている。2章で明らかになったように、腐食の程度が小さい試験体では、採取位置やサンプル数にかかわらず比較的ばらつきの少ない断面積情報が得られるが、腐食の程度が進むにつれてサンプル数が断面積の推定精度に及ぼす影響が大きくなる。ここでは、このような多様な腐食性状を持つ部材の最小断面積を簡易に推定する手法について検討する。

表5.1 断面積の特性値一覧

Case number	Specimen name	All data	Maximum corrosion ratio [%]	Normalized cross-sectional area $A_i/A_0$		
				Average	Standard deviation	Coefficient of variation [%]
			$R_{max}$	$\mu$	$\sigma$	C.O.V
1	C-1	1679	49	0.71	0.11	15.2
2	C-2	1679	43	0.75	0.13	16.8
3	C-3	1679	42	0.81	0.11	13.9
4	C-4	1679	51	0.83	0.12	14.3
5	C-5	1679	50	0.77	0.12	16.2
6	C-6	1679	73	0.49	0.11	22.2
7	C-7	1679	41	0.80	0.09	11.5
8	C-8	1679	49	0.70	0.10	13.7
9	C-9	1679	47	0.80	0.10	12.2
10	C-10	1679	73	0.66	0.17	26.6
11	L-1	779	57	0.61	0.12	20.2
12	L-2	779	52	0.69	0.10	14.5
13	L-3	779	13	0.90	0.01	1.3
14	L-4	779	12	0.91	0.02	1.7
15	L-5	779	59	0.76	0.14	18.9
16	L-6	229	71	0.52	0.17	31.8
17	L-7	979	22	0.88	0.06	6.3
18	L-8	879	27	0.83	0.05	6.1
19	L-9	479	12	0.90	0.01	0.6
20	L-10	479	13	0.90	0.02	2.0
21	L-11	479	34	0.84	0.06	7.0
22	L-12	729	13	0.94	0.03	2.9
23	L-13	729	46	0.69	0.10	14.6
24	L-14	729	11	0.92	0.01	1.1
25	L-15	729	37	0.74	0.06	8.7
26	L-16	729	8	0.94	0.02	1.9
27	L-17	729	43	0.66	0.06	9.8

### 5.2.2 評価方法

各試験体において、1 mm ピッチで得られる試験体軸方向全ての断面積データを母集団とし、その母集団から抽出した標本(サンプル数  $n$ )の統計量から母集団の  $A_{min}$  を推定できるか否かを検討する。具体的には、図 5.4 に示すように部材長  $L$  を  $n+1$  に等分割した位置から断面積データ  $A_i$  を抽出し、その標本データの平均値  $\bar{x}$  から標準偏差  $s$  の  $z$  倍を差し引いた  $\bar{x} - z \cdot s$  によって母集団の  $A_{min}$  が推定できると仮定する。すなわち、

$$A_{min} = \bar{x} - z \cdot s \quad (5.1)$$

$$\bar{x} = \Sigma A_i / n \quad (5.2)$$

$$s = \frac{\sqrt{\Sigma (A_i - \bar{x})^2}}{n - 1} \quad (5.3)$$

試験体毎にサンプル数  $n$  を変化させて  $\bar{x}$  と  $s$  を求め、 $z$  を式(5.1)より逆算してみる。この逆算で求めた  $z$  のばらつきの傾向を分析することによって、式(5.1)の適用性を評価する。ここでは、サンプル数  $n$  の場合の逆算  $z$  を  $z_n$  と定義し、 $n = 3 \sim 11$  に変化させて検討を行った。なお、表 5.2 には全データ ( $n = \text{All}$ ) を対象とした場合の平均値  $\bar{x}$  と標準偏差  $s$  ならびに  $z_{\text{All}}$  の一覧を示す。

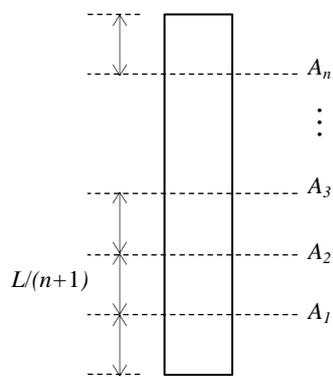


図 5.4 サンプルング位置

### 5.2.3 評価結果

図 5.5 には、断面積のサンプル数  $n$  を変化させて式(5.1)から求めた各試験体の  $z_n$  を示す。図中の  $n = \text{All}$  は得られる全てのデータを対象にした場合を意味する。図から、サンプル数  $n$  が大きくなるに従って  $z_n$  のばらつきが小さくなり、 $z_n = 2$  程度に収束する様子が認められる。図 5.6 には  $z_n$  と最大腐食率  $R_{max}$  との関係を示す。サンプル数  $n = \text{All}$  の場合においてもややばらつきがあるものの、サンプル数  $n$  の増加と共に一定値に収束する傾向を示す。

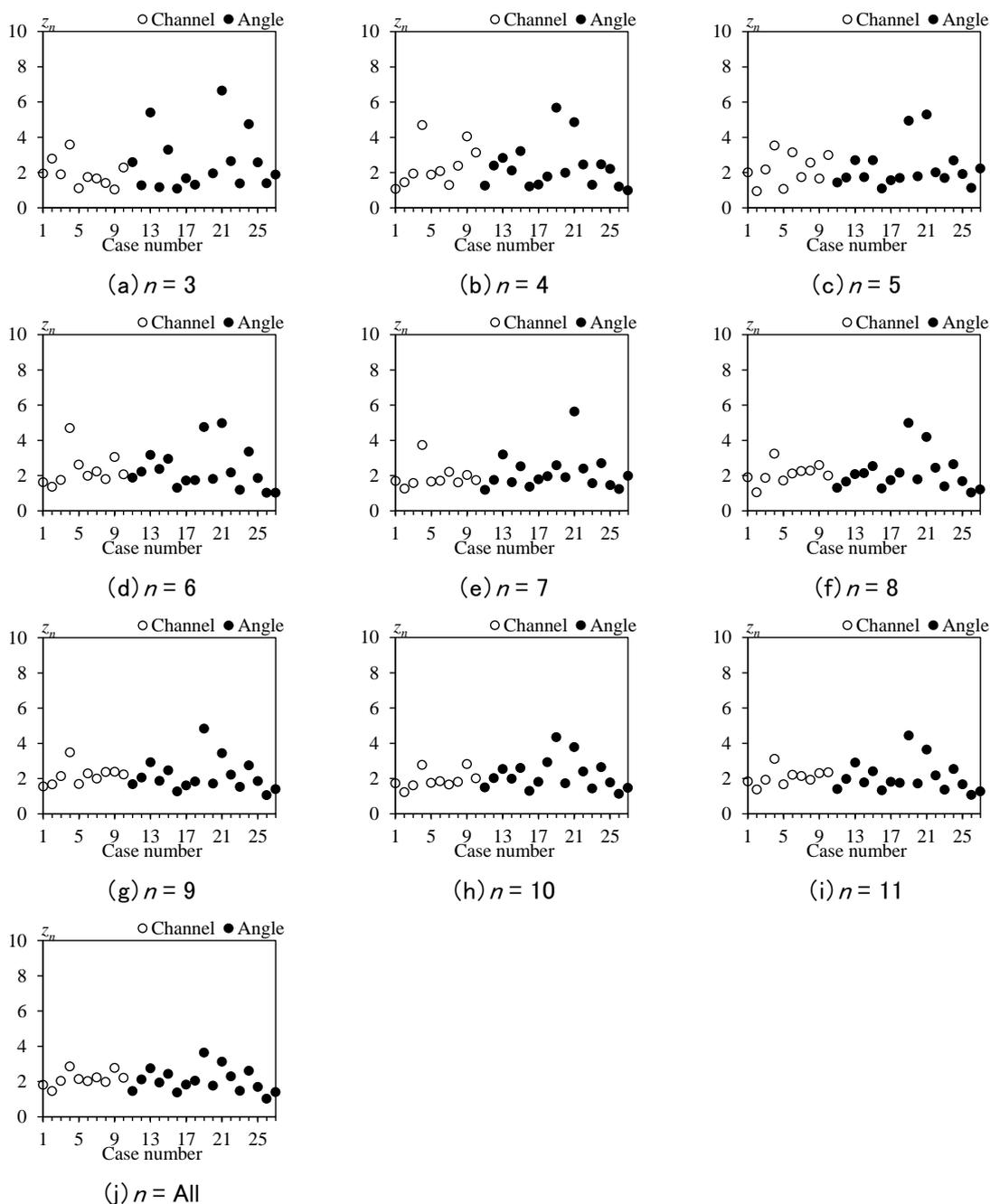


図 5.5 サンプル数  $n$  の違いによる  $z_n$  の変化

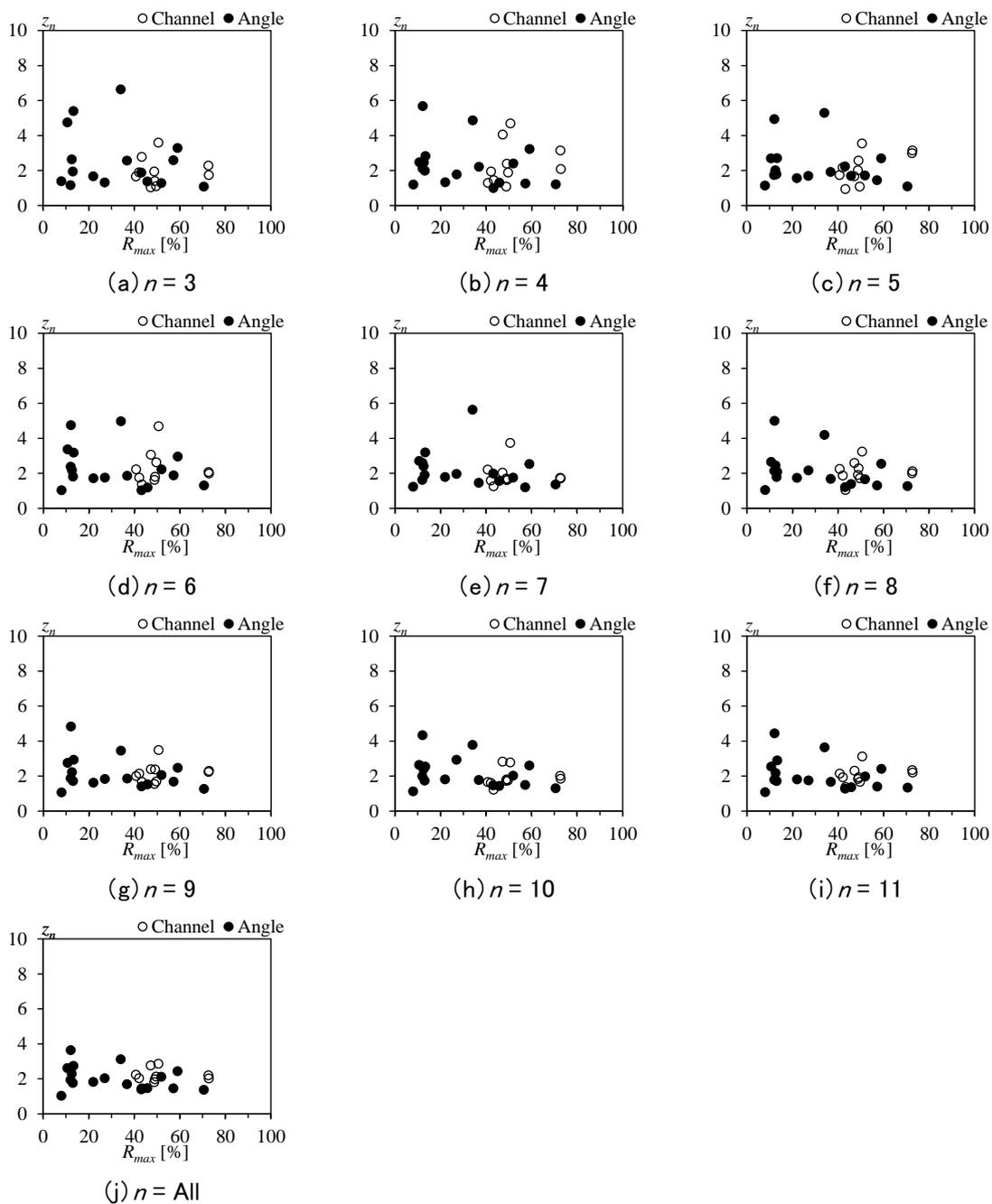


図 5.6  $z_n$ と最大腐食率  $R_{max}$ との関係

図 5.7 にはサンプル数  $n$  を横軸にとり、縦軸に  $z_n$  の平均値 ( $z_n$ -MEAN), 図 5.8 にはその変動係数 ( $z_n$ -C.O.V.) をとった場合の関係を全試験体について示す. 平均値  $z_n$ -MEAN は  $n=3$  で 2.7,  $n=4$  で 2.3,  $n=All$  で 2.1 となり,  $n=4$  以上であれば  $z_n$  は 2 程度に収束する. 一方, 変動係数  $z_n$ -C.O.V. は  $n=3$  で 94%,  $n=4$  で 53%,  $n=4$  以上で 40~50% 程度に低下し,  $n=9$  以上で 30% 程度となる.

図 5.7 から求めた  $z_n$  (例えば,  $z_3 = 2.7, z_7 = 2.1, z_{All} = 2.1$ ) と, 各サンプル数  $n$  の平均値  $\bar{x}$  と標準偏差  $s$  を用いて, 式(5.1)から最小断面積の推定値  $A_{cal}$  を算出してみる. 図 5.9 には, 各サンプル数  $n$  における  $A_{cal}/A_{min}$  と推定精度に及ぼす  $R_{max}$  の影響を示す. その結果, サンプル数  $n=3$  における  $A_{cal}/A_{min}$  は 1 を大きく下回るケースが多く, 最小断面積  $A_{min}$  を過小評価する傾向が強い. また, その推定精度も最大腐食率  $R_{max}$  が 20% 程度の比較的小さい領域からばらついている. 一方, サンプル数  $n$  の増加に従って, 最大腐食率  $R_{max}$  が 70% を超えるような極端に腐食が進んだ試験体を除けば, その評価は安全側にシフトし, 明らかな精度の改善が認められる. 特に,  $n=7$  程度以上になるとその傾向は顕著となる. また, 最大腐食率  $R_{max}$  が 40% 以下であれば, サンプル数によらず最小断面積の評価誤差が  $\pm 20\%$  以内 ( $A_{cal}/A_{min} = 0.8 \sim 1.2$ ) となることも確認できる.

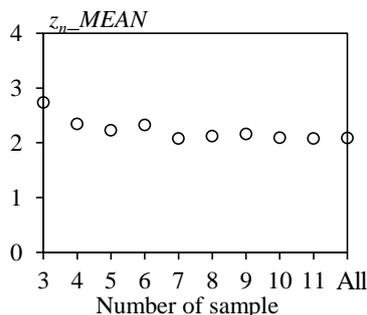


図 5.7  $z_n$  の平均値 MEAN

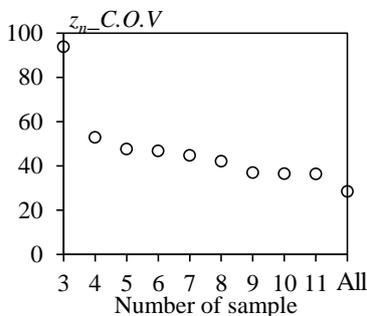


図 5.8  $z_n$  の変動係数 C.O.V.

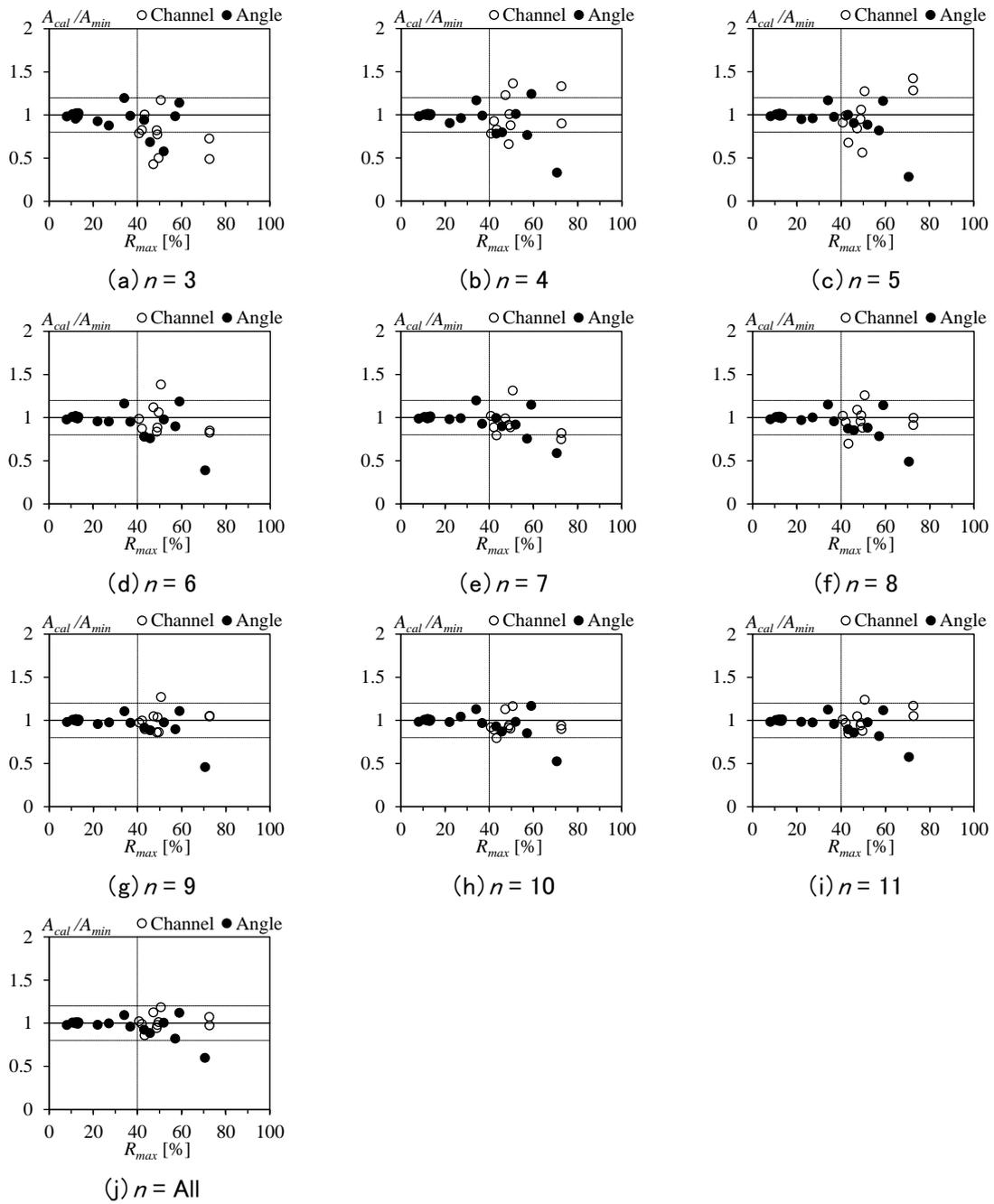


図 5.9  $A_{min}$  の推定精度と  $R_{max}$  の影響

図 5.10 には  $A_{cal}/A_{min}$  の平均値 ( $A_{cal}/A_{min\_MEAN}$ ) を示すが、 $n=4$  以上で 0.95 以上となり、工学的には十分な推定精度を有する。図 5.11 には  $A_{cal}/A_{min}$  の変動係数 ( $A_{cal}/A_{min\_C.O.V.}$ ) を示すが、 $n=4$  における変動係数は約 22% となるが、サンプル数の増加によってそのばらつきが小さくなり、 $n=7$  以上では 10~15% 程度に収まる。

以上のことから、サンプル数  $n=4$  以上とし、そのサンプルの平均値  $\bar{x}$  と標準偏差  $s$  を、 $n=4$  のときの係数  $z=2.3$  とした式(5.1)に適用すれば、最小断面積  $A_{min}$  を一定の精度で推定できると言える。ただし、図 5.9 に示したように、最大腐食率  $R_{max}$  が大きなケース、例えば 40% を超えるようなケースにおいては、顕著な腐食や孔食が存在するために、サンプル数が増加しても精度の改善は限定的である。このようなケースでは、全長の等分割サンプリングに替えて、明らかに断面積が減少している部分を集中的にサンプリングするなどの計測位置に特別な配慮を施すことが必要と考えられる。

一方で、断面積を正確に把握するためには除錆が必要となるが、現場でのブラスト作業は現実的には難しい。現状では、多少の労力を伴うが、ケレン作業と 3D レーザー変位計との併用によって断面積の簡易推定が可能になると考えられる。ただし、ベルトコンベアに限れば、アクセスが良くない場合も多い。そこで次節では、遠隔振動計測を利用して部材の振動特性変化を捉えることによる最小断面積の同定可能性について検討を加えた。

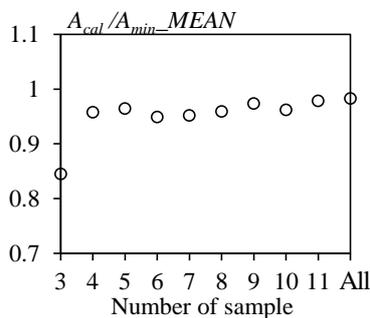


図 5.10  $A_{cal}/A_{min}$  の推定精度の平均値 MEAN

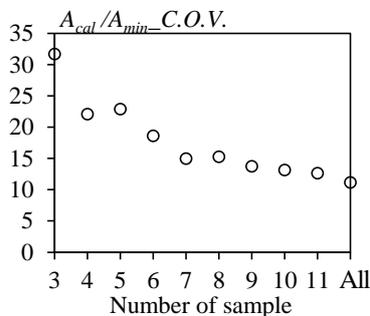


図 5.11  $A_{cal}/A_{min}$  の変動係数 C.O.V.

### 5.3 遠隔振動計測を利用した振動特性変化に基づく最小断面の推定

#### 5.3.1 最小断面積評価のための断面振動モードの概要

これまでの検討の結果、最小断面積が把握できれば座屈耐力を評価できることが分かったが、断面積を正確に把握するための現場作業は労力を要する。また、長期にわたる稼働の中で腐食劣化が進んだベルトコンベア鋼製架構に代表される産業インフラの健全性評価において、それら構造物の多くがアクセスの良い地上付近にあるわけではなく、一定数以上は高所に位置しており、部材の腐食状況や減肉の程度を目視で判断するのは困難である。高所にある部材を点検するためには、足場や高所作業車が利用されることが一般的であるが、点検コストの上昇に繋がる上、稼働中の設備に近接することは安全上好ましくない。このような背景を踏まえ、最適な維持管理計画の策定を目指す管理者からは、遠隔で損傷を検知するための手法の開発が望まれている。そこは本節では、遠隔振動計測を利用した部材の振動特性変化に基づく最小断面積の同定可能性について検討を試みた。

代表的な遠隔損傷検知手法に、構造全体あるいは構成部材の振動特性を利用した方法がある<sup>14)</sup>。常時微動や車両走行による振動を遠隔からレーザーによって計測し、振動モードや固有振動数の変化を腐食減肉の程度と関連付けて構造的損傷を明らかにするものである。従来、低次の全体振動モードによって評価する試みがあるが、このモードの応答は構造・部材全体で平均化されてしまうため、部材の減肉に対する感度が低く、腐食減肉量の推定には不向きである。そこで、高次の振動特性を利用した方法が提案されている<sup>15)~21)</sup>。

Honarbakshshら<sup>15)</sup>は部材レベルの曲げモードを利用した二次部材の損傷同定方法を提案し、さらにRanaら<sup>16)</sup>は山形鋼のような開断面部材に特有に現れる断面回転モードを利用した部材に対する損傷同定方法を提案した。この断面回転モードは対象構造物の高次に現れる部材レベルの振動モードの一つであり、**図 5.12**はその特徴である山形鋼の二つの板要素が隅角部を中心として同方向に回転する様子を示したものである。腐食減肉に伴う板厚減少は、板厚の3乗に比例する断面のサンプナンねじれ剛性に大きな影響を及ぼすと考えられる。よって、断面回転モードは部材の減肉に対する感度が高いと想定されるため、その固有振動数の変化に着目することで腐食減肉量を推定できる可能性がある。

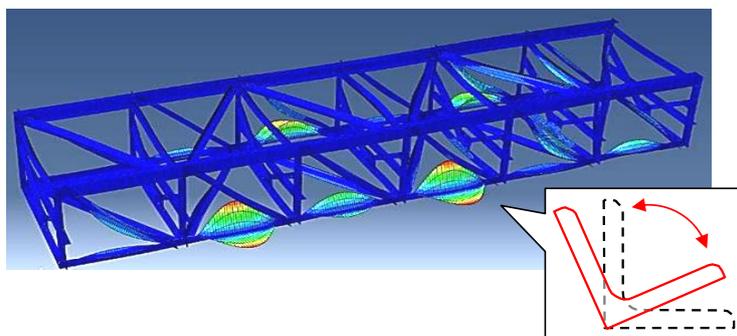


図 5.12 断面回転モード

そこで、筆者と加藤ら<sup>21)</sup>はこの断面回転モードによる劣化度評価の可能性に着目し、山形鋼に発現する複数の振動モードの中から、減肉を評価する上で重要となる断面回転モードのみを抽出する方法を提案した。表 5.3 に各振動モードの特徴をまとめた。具体的にはまず、主部材の断面上の端部 2 点を A と C、隅角部を B とし、それぞれの応答速度を  $V_A$ ,  $V_C$ ,  $V_B$  とする。断面の回転に関連する成分を速度  $V_A + V_C$  のパワースペクトル  $S(f)$  で代表するものとし、式(5.4)で表す。次に、開閉成分および並進成分をそれぞれ速度  $V_A - V_C$  および速度  $V_B$  のパワースペクトル  $S_{V_A-V_C}(f)$  と  $S_{V_B}(f)$  で代表させて、表 5.3 に示す開閉モードと並進モードを取り除くための補正関数  $G_1(f)$  と  $G_2(f)$  を式(5.5)と式(5.6)で定義する。

$$S(f) = S_{V_A+V_C}(f) \tag{5.4}$$

$$G_1(f) = 1 - \frac{\min(S_{V_A-V_C}(f), S(f))}{S(f)} \tag{5.5}$$

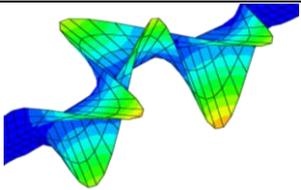
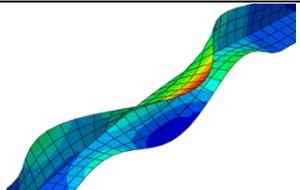
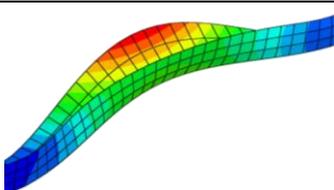
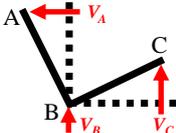
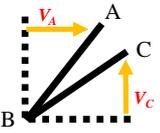
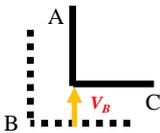
$$G_2(f) = 1 - \frac{\min(S_{V_B}(f), S(f))}{S(f)} \tag{5.6}$$

ここで、補正関数  $G_1(f)$  および  $G_2(f)$  は、 $0 \leq G_1(f) \leq 1$ ,  $0 \leq G_2(f) \leq 1$  となる無次元量である。補正関数  $G_1(f)$  は開閉成分が卓越するほど、 $G_2(f)$  は並進成分が卓越するほど、それぞれの補正値が 0 に近づくことになる。式(5.4)の  $S(f)$  とこれらの補正関数を用いて断面回転モードを判別する指標  $S_c(f)$  を式(5.7)のように定義する。

$$S_c(f) = S(f) \times G_1(f) \times G_2(f) \tag{5.7}$$

以上の式(5.4)～式(5.7)によって、複数の振動モードを含むスペクトル  $S(f)$  から補正関数によって開閉モードと並進モードが取り除かれ、最終的に純粋な断面回転モードに対応する指標  $S_c(f)$  が抽出できる。以降では、ベルトコンベア鋼製架構の有限要素モデルの固有値解析ならびに実大試験体の振動計測試験によって提案した手法の適用性を検証すると共に、遠隔振動計測による腐食減肉量の定量的把握の可能性について検討する。

表 5.3 主な振動モードの特徴

名称	断面回転モード	断面開閉モード	断面並進モード
モード形状			
断面の特徴			

### 5.3.2 解析方法

腐食減肉量と断面回転モード振動数との関係定量化に向けた基礎データ収集を目的として、解析的検討を行った。解析モデルは、図 5.13 に示すように、ベルトコンベア鋼製架構の主部材(山形鋼 90mm 幅×10mm 厚×1000mm 長さ)の一部とし、その注目部材が接続されている周辺部材までをシェル要素により 3次元でモデル化した。解析では、部材のみ考慮し、粉塵の存在などは無視した。減肉に伴う断面回転モードの振動数の変化を調査するための検討パラメータとして、腐食率  $R$ (=減肉量/元板厚)と図 5.14 に示す腐食位置と長さを設定し、固有値解析を行った。解析では、腐食率を  $R=0, 10, 20, 30, 40, 50, 60, 70\%$  の 8 段階に変化させ、腐食位置と長さは図 5.14 に示す合計 9 種類の腐食パターンを考慮した。ここでは、腐食率と腐食位置・長さのパラメータを組合せて、合計 57 ケースの解析を実施した。設定した主な材料物性は、ヤング係数  $E=205,000$  (N/mm<sup>2</sup>)、ポアソン比  $\nu=0.3$ 、質量密度  $m=7.85 \times 10^{-9}$  (ton/mm<sup>3</sup>) であり、汎用解析ソフト MSC.Marc (Ver.2017) により解析を行った。

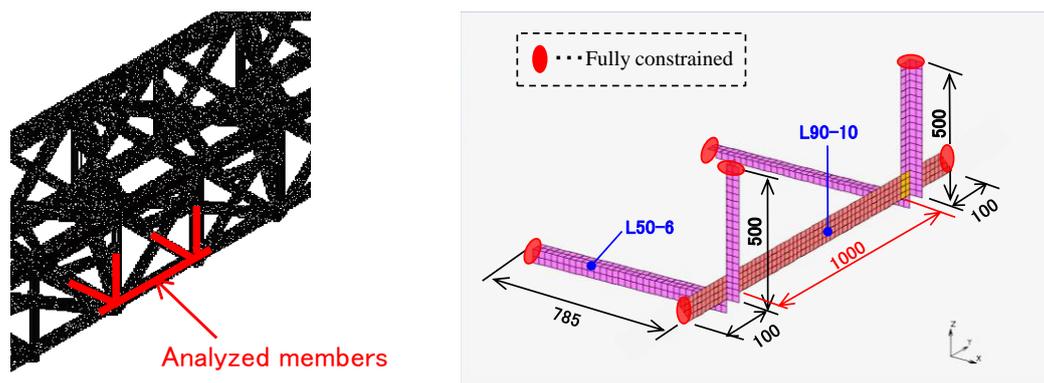


図 5.13 解析モデル

Case0	Case1	Case2	Case3	Case4	Case5	Case6	Case7	Case8
減肉無し	全長	中央	中央	端部	端部	片側全長	片側中央	片側中央
	$L$	$L/2$	$L/5$	$L/4 \times 2$	$L/10 \times 2$	$L$	$L/2$	$L/5$

図 5.14 解析で検討した腐食パターン(塗りつぶし部■が減肉位置)

### 5.3.3 解析結果

図 5.15 には, Case0(減肉無し)の固有値解析の結果に基づいて求めた補正関数  $G_1(f)$  と  $G_2(f)$  の積と固有振動数との関係を示す. 指標  $S_c(f)$  を求めた評価断面は, モードの節と重ならないように部材の端部から 400mm 離れた位置とした. 補正関数を適用することによって, 断面回転モードの 1 次モードが 170Hz, 2 次モードが 340-360Hz, 3 次モードが 540~580Hz で検出され, それ以外のモードは補正関数により打ち消されて 0 になっていることが分かる. 270Hz 付近にも検出されているが, これは純粋な対象部材のモードではなく, 他の連結部材との連成によって励起された特別なモードである.

図 5.16 は, 1 次および 3 次の断面回転モードの振動数と断面減肉率との関係について示したものである. 全長均一腐食 (Case1) ならびに端部腐食 (Case4~5) のケースは減肉に伴う振動数の減少が顕著に現れている. 一方, 中央腐食 (Case2~3) や片側腐食 (Case6~8) などの局部的な減肉に対する断面回転モードの感度は悪く, 健全時よりも振動数が増加しているケースもある. 局部的な減肉が進んだ場合は, 減肉部の質量は減少するものの, 剛性は部材全体で平均化されることで低下量が小さいために, 振動数が上昇したと考えられる.

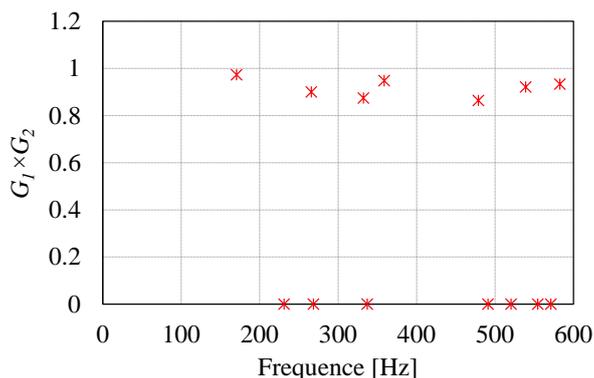


図 5.15 固有値解析結果への補正関数の適用 (Case0)

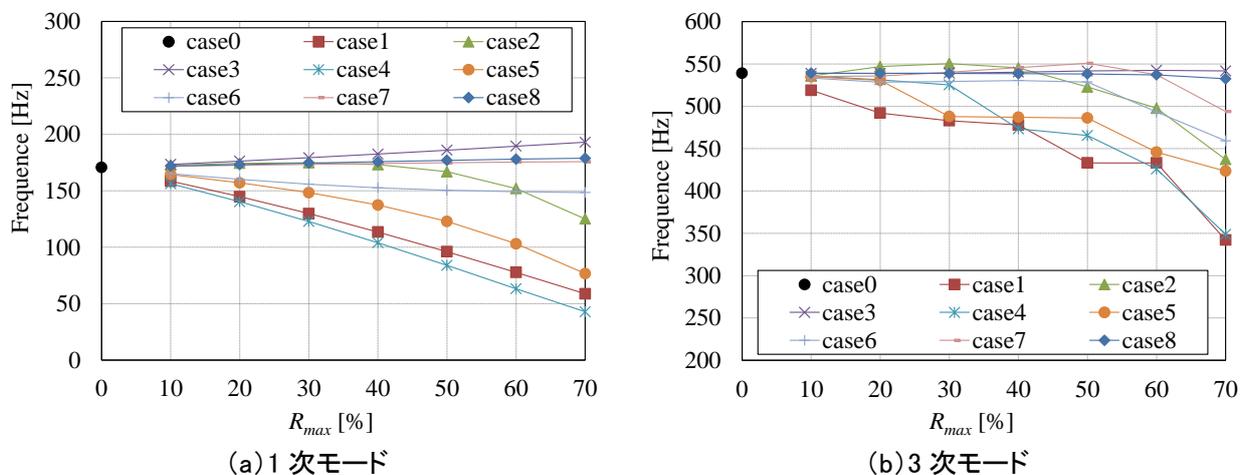


図 5.16 断面回転モード振動数と断面減肉率との関係

ここで、図 5.16 において減肉感度が良くなかったケースについて、Case2 ( $R = 40\%$ ) を代表例として分析を試みる。Case2 ( $R = 40\%$ ) の断面回転モードの振動数 (\*印) を図 5.17 に示す。評価位置が 400mm のときに検出された 401Hz のモード形状は図 5.18(a) の通りであり、明らかに部材全体としての 3 次の断面回転モードであることが認められる。一方で、より高次で検出された 487Hz には部材中央の減肉部で局所的に 2 次の断面回転モードが出現している (図 5.18(b))。これは、部材全体としての断面回転モードに加えて、減肉部での局所的な断面回転モードが別に生じたものと考えられる。今回、補正関数の評価に用いた断面は、部材全体と減肉部の断面回転モードの両方が発現する領域に位置していたため、減肉に伴う部材全体の振動数の低下を正確に抽出できなかったものと考えられる。このように、断面回転モードの評価断面と減肉部との相対的な位置関係によっては異なった評価結果を与える可能性がある。そこで図 5.17 には、評価断面と減肉部とが干渉していない 100mm 位置で評価した結果 (○印) も併記してみた。この 100mm 離れた位置で評価した場合は 487Hz に存在した減肉部での 2 次の断面回転モードは打ち消されていることが確認された。この結果から、実際の計測時には局所的な減肉領域を避けるか、複数の断面で補正関数を適用して部材全体と減肉部の断面回転モードを分離する必要がある。

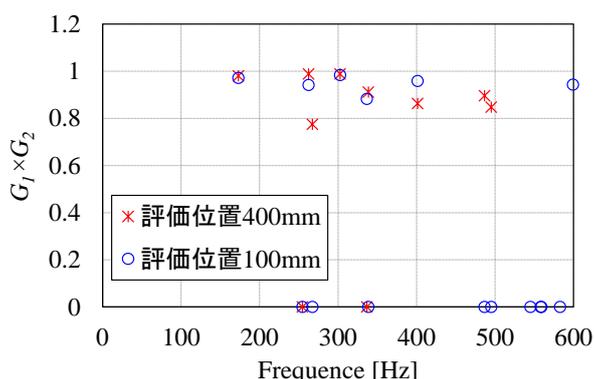
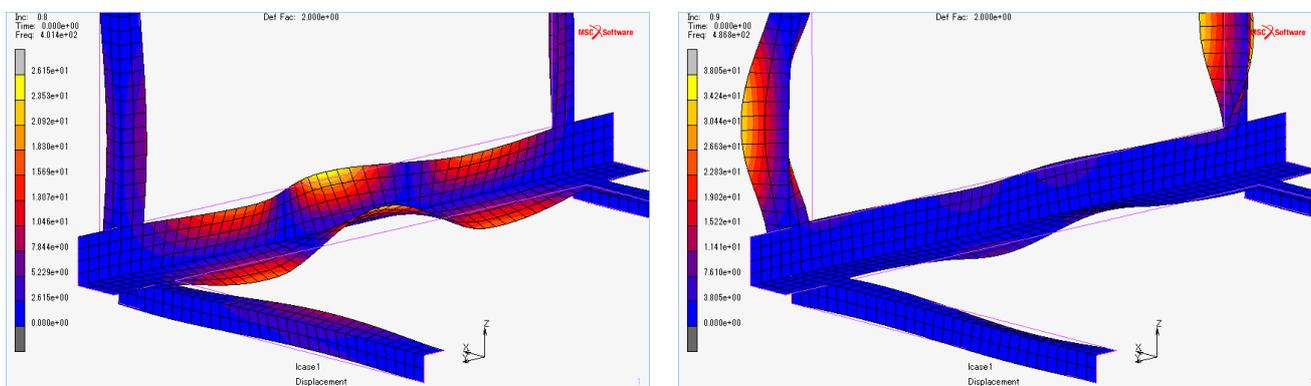


図 5.17 異なる断面への補正関数の適用結果 (Case2,  $R=40\%$ )



(a) 部材全体 3 次 = 401Hz

(b) 減肉部 2 次 = 487Hz

図 5.18 Case2 ( $R=40\%$ ) の断面回転モード

### 5.3.4 実験検証

屋外で長期間供用後に撤去された実大のベルトコンベア鋼製架構を対象として、振動計測試験を行った。試験体を写真 5.1 に、実験概要を図 5.19 に示す。提案した断面回転モードの判別指標を用いるために断面上の3点 A, B, C の速度を計測するが、 $V_A$ ,  $V_C$  については同期する必要があるため、2 台のレーザードップラー速度計(以下、LDV)<sup>22)</sup>を用いて非接触で計測を行った。一方の LDV(型式:RSV150)は試験体から 10m 離れた位置に設置して点 A の速度  $V_A$  を計測し、もう一方の LDV(型式:PDV100)は試験体下部より点 C の速度  $V_C$  を計測した。点 B の速度  $V_B$  については試験体下部から LDV(型式:PDV100)によって計測した。サンプリング周波数は 2000Hz、データ長は 30 秒とした。加振源として、遠隔・非接触による損傷検知の観点から、試験体から 5m の位置に指向性スピーカー(以下、LRAD300X)<sup>23)</sup>設置をして音響加振を行った。計測対象部材の概要とその材長、そして速度を計測した断面位置(計測断面)を図 5.20 に示す。Rana ら<sup>16)</sup>による打撃加振実験では、100~600Hz の帯域において1次、2次、3次の断面回転モードが励起されたが、LRAD300X の加振帯域が 300~800Hz に制限されることから、音源ファイルには 300~800Hz に帯域を制限したホワイトノイズを用い、300Hz よりも高振動数域に励起される3次以上の断面回転モードを判別した。解析結果との比較を行うため、計測対象は断面仕様が明確な健全部材(山形鋼 90mm×6mm×長さ 1080mm)とした。



写真 5.1 ベルトコンベア試験体

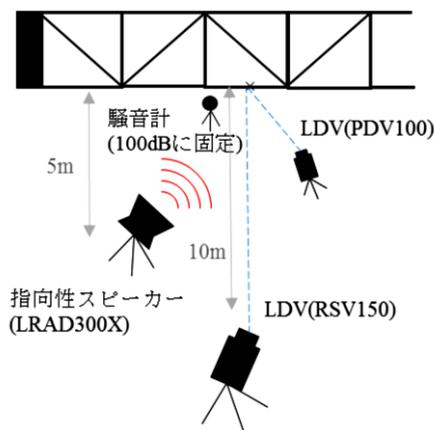


図 5.19 振動計測試験の状況



図 5.20 計測断面

### 5.3.5 実験結果

図 5.22 に、音響加振による振動計測試験から得られた三点の速度データ  $V_A$ ,  $V_C$ ,  $V_B$  を適用して算出した断面回転モードの判別指標  $S_c(f)$  を示す。この指標によって、3 次の断面回転モードと考えられる 460–480Hz を抽出できていることが分かる。計測部材は、前述の解析結果で示した図 5.16(b) の Case1 ( $R=40\%$ ) に相当するが、解析で得られた 478Hz と整合していることも併せて確認された。ただし、今回の計測では 4 次の断面回転モードについては観測されなかった。これは、図 5.20 に示すように、主部材の片側の端部には二次部材が溶接されており、実際の 4 次モードの節が計測断面位置と重なった、あるいは近接したことによる影響と考えられる。このように、計測している断面がモードの節に近い場合は、断面回転モードを同定できない可能性があるため注意が必要である。

以上のように、振動特性を利用した最小断面積の評価の可能性は示せたものの、未だ基礎的な検討段階に留まっており、遠隔損傷検知の実用化には、実構造物を対象とした多くの解析および実験によるデータの蓄積・分析を通じて、計測方法やデータ分析方法の改良が今後の課題となる。

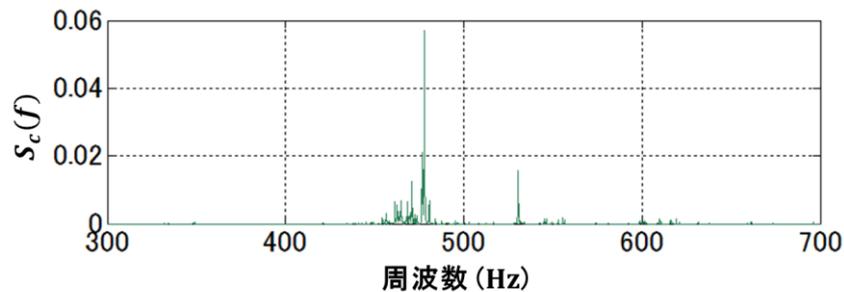


図 5.22 実構造への断面回転モードの判別指標適用結果

## 5.4 まとめ

本章では、腐食した溝形鋼と山形鋼の計 27 試験体の 3 次元幾何情報を基に、試験体軸方向における限られた箇所でのサンプリングで最小断面積を簡易に評価する方法を統計的に検討した。さらに、遠隔振動計測を利用した固有振動数の変化から最小断面積の同定可能か否かについても検討した。その結果、以下の知見を得た。

- 1) 各試験体に対して 1mm ピッチで与えられた断面積を母集団として、サンプリングした標本データから母集団の最小断面積の推定を試みた結果、標本データの平均値から差し引く標準偏差に乗ずる係数  $z$  は、サンプル数  $n = 4$  以上で 2 程度に収束する。
- 2) サンプル数が 4 以上であれば、そのサンプルの平均値と標準偏差、ならびに今回提案した係数  $z = 2.3$  を適用することで、工学的には十分な精度で最小断面積を推定可能である。また、サンプル数の増加によって、評価結果のばらつきを小さくすることができ、 $n = 7$  以上では 10~15% 程度へ推定精度をさらに向上させることも可能である。ただし、腐食が大きい場合や孔食を有する部材は推定精度が悪化するため、孔食位置等の断面欠損が大きい部分を集中的にサンプリングするなどの、サンプリング位置に特別な配慮を施すことが必要と考えられる。
- 3) 腐食した試験体の最大腐食率  $R_{max}$  が約 40 % 以下であれば、サンプル数によらず推定精度の誤差が  $\pm 20$  % 以内に収まる。従って、今回提案した最小断面積の簡易推定法は最大腐食率  $R_{max} = 40$  % 以下を適用範囲とする。
- 4) 山形鋼を主部材とする部分構造に対して、その固有値解析で得られた断面振動モードの振動数から腐食減肉量の定量化を試みた。その結果、着目した断面振動モードを補正関数によって抽出できることを確認した。ただし、局所的な減肉が進んだ場合、評価位置と減肉領域との関係によっては、減肉部で局所的に発生する振動モードを抽出してしまい、想定外の評価結果を与える可能性がある。そのため、実際の計測時には、局所的な減肉領域を避けるか、複数の断面で評価するなどの工夫が必要となる。
- 5) 実大ベルトコンベア鋼製架構を対象とした遠隔振動計測においても、解析結果と概ね整合する断面振動モードとその振動数を抽出できた。しかしながら、振動特性を利用した最小断面積の評価は未だ基礎的な検討段階に留まっており、今回検討だけでは遠隔振動計測を利用した最小断面積の同定は難しく、振動計測方法の改善やデータ分析方法の確立が課題として残った。今後、より多くの解析および実験によるデータの蓄積・分析を通じて、計測方法やデータ分析方法の改良が必要である。

## 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，I-226，2009.3
- 2) 村中昭典，皆田理，藤井堅：腐食鋼板の表面形状と残存耐荷力，構造工学論文集，Vol.44A，pp.1063-1071，1998.
- 3) 海田辰将，藤井堅，中村秀治：腐食したフランジの簡易な圧縮強度評価法，土木学会論文集，No.766，I-68，pp.58-71，2004.
- 4) 田村功，渡邊英一，伊藤義人，藤井堅，野上邦栄：海洋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.
- 5) 藤井堅，橋本和朗，渡邊英一，伊藤義人，杉浦邦征，野上邦栄，永田和寿，中村秀治：海洋環境における鋼管杭の圧縮強度の経年変化予測法，土木学会論文集 A Vol.66 No.1，pp.92-105，2010.
- 6) 藤井堅，山本治，原孝志，中村秀治：鋼表面の腐食進展に基づく鋼板圧縮強度低下の経時予測，土木学会構造工学論文集，Vol.52A，pp.689-700，2006.
- 7) 杉浦邦征，田村功，渡邊英一，伊藤義人，藤井堅，野上邦栄，永田和寿：腐食鋼板の圧縮強度の簡易評価法に関する検討，土木学会論文集 A Vol.63No.1A，pp.43-55，2007.1
- 8) 久積和正，菅野良一，富永知徳，今福健一郎，藤井堅：自然腐食した溝形鋼および山形鋼の中心軸圧縮挙動とその強度評価，鋼構造論文集，第23巻，第91号，pp.1-15，2016.9.
- 9) Kazumasa Hisazumi, Ryoichi Kanno, Tomonori Tominaga, and Kenichiro Imafuku : 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, pp.393-398
- 10) 久積和正，菅野良一，富永知徳：腐食した形鋼の局部座屈挙動と耐力評価，鋼構造論文集，第25巻，第99号，pp.67-76，2018.9.
- 11) 松本勝，白井義昭，中村幾雄，白石成人：腐食鋼板の有効板厚評価法の一提案，橋梁と基礎，Vol.23，No.12，pp.19-25，1989.
- 12) 時乗良彦，藤井堅，中村秀治，橋本和朗：腐食状態把握のための実務計測手法の検討，土木学会中国支部第59回研究発表会，I-7，pp13-14，2007.
- 13) 中澤晃治，海田辰将，杉山泰基，藤井堅：超音波板厚計を用いた腐食鋼板の実用的板厚評価法に関する研究，土木学会第66回年次学術講演会，I-539，pp.1077-1078，2011.
- 14) 宮下剛，玉田和也，劉翠平，岩崎英徳，長井正嗣：振動を利用した健全診断に向けた実橋梁の損傷と振動特性変化，土木学会論文集 A1（構造・地震工学），Vol.68，No.2，pp.367-383，2012.
- 15) Amin Honarbakhsh, Tomonori Nagayama, Shohel Rana, Tomonori Tominaga, Kazumasa Hisazumi and Ryoichi Kanno: Damage identification of belt conveyor support structure using periodic and isolated local vibration modes. Smart Structures and Systems, 15, No.3,

pp.787-806, 2015.3

- 16) Shohel Rana, Tomonori Nagayama, Kazumasa Hisazumi and Tomonori Tominaga: Clarification of cross-sectional vibration characteristics for damage identification of belt conveyor support structure, Proc. the International Conference on Smart Infrastructure and Construction, Cambridge, U.K., 27-29 June, 2016.
- 17) 長山智則, アミンホナルバクシュ, 藤野陽三, 富永知徳, 久積和正, 菅野良一: 局部振動に着目したベルトコンベアトラス構造の部材剛性評価手法の開発, 第68回土木学会年次学術講演会概要集, I-052, 2013.9
- 18) 長山智則, Khatri Thaneshwor, 腐食した桁端部を想定した局部振動計測に基づく耐荷性能評価, 第71回土木学会年次学術講演会概要集, I-300, 2016.9
- 19) Kazuko Sugimoto, Tsuneyoshi Sugimoto, Yutaka Kawano, Takayuki Nishido: The detection of reinforced concrete crack caused by corrosion using non-contact acoustic inspection method, Proceedings of Symposium on Ultrasonic Electronics, Vol. 36, 5-7 November, 2015.
- 20) 貝戸清之, 阿部雅人, 藤野陽三, 熊坂和宏: 局所的な振動特性に着目したコンクリート構造物の空隙検出, 土木学会論文集 No. 690, V-53, 121-132, 2001.
- 21) 加藤宗, 長山智則, 蘇迪, 久積和正, 富永知徳: 音響加振を用いたベルトコンベア支持構造物の局部断面振動モードの同定, 構造工学論文集, Vol.64A, pp.354-363, 2018.
- 22) Polytec GmbH <<http://www.polytec.com/>>
- 23) LRAD300X<<http://www.marubeni-sys.com/lrad/lrad300x.html>>

## 第6章 腐食部材の座屈耐力算定フローの提案と耐力評価式の一般性検証

### 6.1 概説

本章では、前章までの検討内容を整理して、腐食部材の実用的な座屈耐力算定フローを示す。本フローは、部材の最小断面情報のみで座屈耐力を評価できるという点で実用的に高い価値を持つが、腐食領域の大きさやその位置、座屈長さが及ぼす影響についての検討は十分とは言い難く、更なる検証が必要と考えられる。そこで、腐食領域を単純にパターン化した簡易な解析モデルを基本として、中心軸圧縮耐力を評価するためのパラメトリックな FEM 解析を実施し、提案した算定フローに示す耐力評価式の一般性についても検証を加える。

## 6.2 腐食部材の座屈耐力算定フロー

本論文で提案する腐食部材の座屈耐力算定フローを図6.1に示す。なお、図中の数式番号は5章までに示した数式番号に対応している。

対象部材の設計情報を基に、腐食前部材の全体座屈応力  $\sigma_{cr0}$  を算出する。

$$\sigma_{cr0} = \begin{cases} (1 - 0.24 \lambda_{n0}^2) \sigma_y & \lambda_{n0} < 1.3 \\ \frac{I}{\lambda_{n0}^2} \sigma_y & \lambda_{n0} \geq 1.3 \end{cases} \quad (4.15)$$

$$\lambda_{n0} = \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \frac{L_k}{i_0} \quad (4.16)$$

$\lambda_{n0}$ : 腐食前部材の細長比パラメータ,  $\sigma_y$ : 降伏応力 (N/mm<sup>2</sup>),  $E$ : ヤング係数 (= 205,000 N/mm<sup>2</sup>),  $L_k$ : 有効座屈長さ (mm),  $i_0$ : 腐食前部材の断面二次半径 (mm)

↓

対象部材の断面積  $A_i$  を部材軸方向に等分割した位置で4箇所以上計測し、最小断面積  $A_{min}$  を推定する。

$$A_{min} = \bar{x} - 2.3 \cdot s \quad (5.1)$$

$$\bar{x} = \Sigma A_i / n \quad (5.2)$$

$$s = \frac{\sqrt{\Sigma (A_i - \bar{x})^2}}{n - 1} \quad (5.3)$$

$\bar{x}$ : 測定断面積の平均値 (mm<sup>2</sup>),  $s$ : 測定断面積の標準偏差 (mm<sup>2</sup>),  $n$ : 測定断面数 ( $n \geq 4$ )

↓

腐食前の最大幅厚比パラメータ  $\lambda_{p0}$  から腐食後の最大幅厚比パラメータ  $\lambda_{pc}$  を求め、対象部材の最小断面位置での有効断面積  $A_e @ A_{min}$  を推定する。

$$A_e @ A_{min} = \left\{ \frac{1 - 0.22 / \lambda_{pc}}{\lambda_{pc}} \right\}^{0.4} A_{min} \quad (4.26)$$

$$\lambda_{pc} = 0.8 \left( \frac{A_0}{A_{min}} \right)^{1.8} \lambda_{p0} \quad (4.27)$$

$$\lambda_{p0} = \frac{1}{\pi} \frac{b}{t} \sqrt{\frac{12(1 - \nu^2) \sigma_{cr0}}{kE}} \quad (4.17)$$

$\lambda_{p0}$ : 腐食前部材の断面を構成する複数の板要素の幅厚比パラメータのうち最大値,  
 $b$ : 板要素の幅 (mm),  $t$ : 板要素の板厚 (mm),  $\nu$ : ポアソン比 (= 0.3),  $k$ : 座屈係数

↓

対象部材の有効断面積の最小値  $A_e^{min}$  を  $A_e @ A_{min}$  として、腐食部材の座屈耐力  $P_{cr}$  を次式で算定する。

$$P_{cr} = \sigma_{cr0} A_e^{min} \quad (4.14)$$

$\sigma_{cr0}$ : 腐食前部材の全体座屈応力 (N/mm<sup>2</sup>),  $A_e^{min} = A_e @ A_{min}$  (mm<sup>2</sup>)

図6.1 腐食部材の座屈耐力算定フロー

### 6.3 パラメトリック解析による耐力評価式の一般性検討

#### 6.3.1 検討の概要

既に述べた通り，前節の算定フローに示した耐力評価式は限られたデータに基づいて提案したものである．特に，実験や解析で直接確認できなかった腐食領域の大きさや位置，座屈長さが部材耐力の評価に及ぼす影響について，更なる検討が必要と考えられる．そこで，腐食領域を単純にパターン化したモデルを用いて中心軸圧縮耐力を評価するためのパラメトリック解析を実施し，耐力評価式(4.14)の適用性を検討する．

#### 6.3.2 解析モデルと解析ケース

本解析では，実験条件に合わせて，両端固定支持の下，中心軸圧縮状態で弾塑性大変形解析を行った．解析モデルには，全体座屈と局部座屈の連成を評価できるように，**図 6.2**と**図 6.3**に示すような全体モードの初期たわみと板要素の局部モードの初期たわみの両方を考慮した．初期たわみの最大値は，一般的な部材の許容製作精度を参考に，柱全体としては部材長  $L$  の  $1/1000$  とする正弦波，板要素としては板幅  $b$  の  $1/200$  とする正弦波を導入した．解析は汎用有限要素解析コード MARC (Ver.2014) を使用し，再現解析と同様にシェル要素でモデル化した．なお，残留応力については 3 章で示した再現解析での結果を踏まえて考慮していない．要素サイズは  $2\text{mm} \times 2\text{mm}$  とし，SS400 材を想定して降伏応力を  $235 \text{ N/mm}^2$  と設定し，応力-ひずみ関係については初期勾配をヤング係数  $E (=205,000 \text{ N/mm}^2)$  とし，降伏後の二次勾配を  $E/100$  とした弾塑性モデルを仮定した．解析変数は，断面形状と寸法，部材軸方向における腐食位置とその長さ，部材長，腐食の減肉量であり，**表 6.1** に全 96 ケースの解析結果の一覧を示す．

##### (a) 断面形状と寸法

溝形鋼( $125 \times 65 \times 6 \times 8$ )，山形鋼( $75 \times 75 \times 9$ )の 2 種類の断面とした．

##### (b) 部材長 $L$

ベルトコンベア鋼製架構(トラス)を構成する部材の格点間距離が約  $500\text{mm} \sim 2000\text{mm}$  の範囲にあることから，それらが座屈長さとして含まれるように， $1000\text{mm}$ ， $2000\text{mm}$ ， $4000\text{mm}$  の 3 パターンの部材長さ(細長比パラメータ  $\lambda_n = 0.28 \sim 1.49$ )を設定した．

##### (c) 部材軸方向における腐食位置とその長さ

部材軸方向に全長に渡って均一腐食したケースに加えて，部材の中央部あるいはその端部が均一に部分腐食しているケースを考慮した．腐食の長さについては，部材長  $L$  の半分( $L/2$ )と  $L/5$  の 2 パターンを考え，**図 6.4** に示す合計 5 つの解析ケースを設定した．

##### (d) 減肉量(腐食率 $R$ )

断面が表裏から均一に 60%，40%，20%減肉する 3 パターンを考慮した．

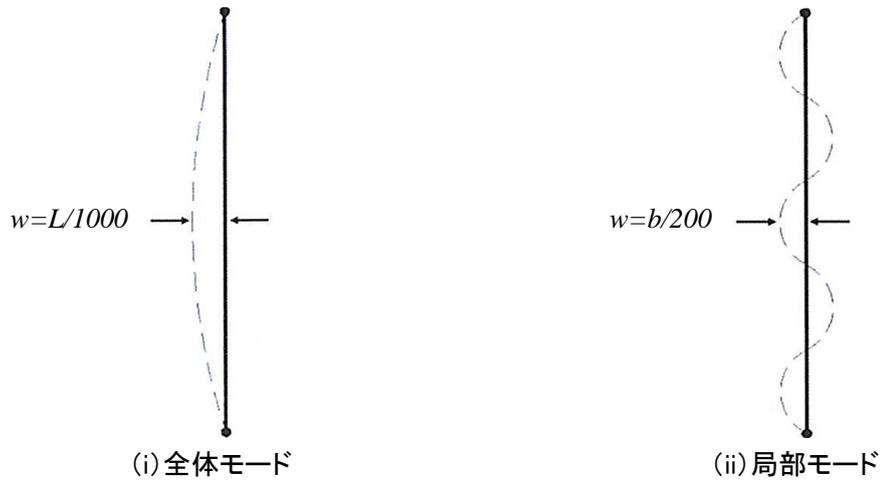


図 6.2 初期たわみのイメージ

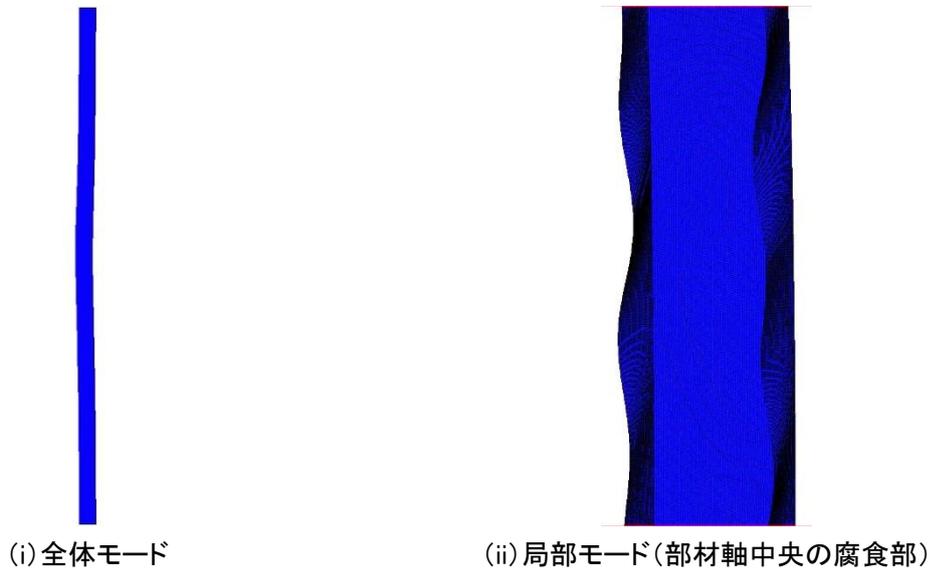


図 6.3 導入した初期たわみの例(表 6.1 の No.23: 溝形鋼,  $L=2000\text{mm}$ , 中央  $L/5$  腐食, 40%減肉)

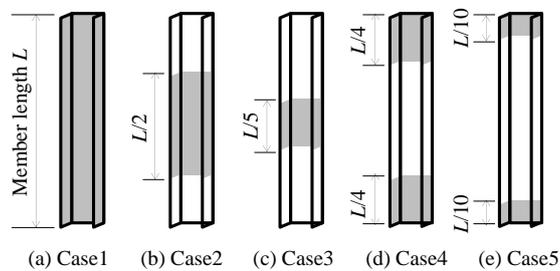


図 6.4 腐食の位置と長さ(■部が腐食領域)

表 6.1 解析ケースおよび結果一覧

No.	Shape	Member Length $L$ [mm]	Slenderness ratio parameter $\lambda_n$	Analysis case	Ratio of cross sectional area loss to original area $R$ [%]	Calculated maximum strength $P_{cal}$ [kN]	Strength ratio to that of Case1	Calculated strength by proposed formula $P_{cr}$ [kN]	$P_{cal}/P_{cr}$
1	Channel	1000	0.28	1	20	313.1	1.00	328.5	0.95
2	Channel	1000	0.28	2	20	336.5	1.07	328.5	1.02
3	Channel	1000	0.28	3	20	325.0	1.04	328.5	0.99
4	Channel	1000	0.28	4	20	321.2	1.03	328.5	0.98
5	Channel	1000	0.28	5	20	325.9	1.04	328.5	0.99
6	Channel	1000	0.28	1	40	233.9	1.00	221.8	1.05
7	Channel	1000	0.28	2	40	241.5	1.03	221.8	1.09
8	Channel	1000	0.28	3	40	237.2	1.01	221.8	1.07
9	Channel	1000	0.28	4	40	250.1	1.07	221.8	1.13
10	Channel	1000	0.28	5	40	238.6	1.02	221.8	1.08
11	Channel	1000	0.28	1	60	143.7	1.00	117.7	1.22
12	Channel	1000	0.28	2	60	156.7	1.09	117.7	1.33
13	Channel	1000	0.28	3	60	148.4	1.03	117.7	1.26
14	Channel	1000	0.28	4	60	161.9	1.13	117.7	1.38
15	Channel	1000	0.28	5	60	152.8	1.06	117.7	1.30
16	Channel	2000	0.28	1	20	299.7	1.00	310.1	0.97
17	Channel	2000	0.57	2	20	317.0	1.06	310.1	1.02
18	Channel	2000	0.57	3	20	307.3	1.03	310.1	0.99
19	Channel	2000	0.57	4	20	315.8	1.05	310.1	1.02
20	Channel	2000	0.57	5	20	310.6	1.04	310.1	1.00
21	Channel	2000	0.57	1	40	221.6	1.00	210.4	1.05
22	Channel	2000	0.57	2	40	236.3	1.07	210.4	1.12
23	Channel	2000	0.57	3	40	231.1	1.04	210.4	1.10
24	Channel	2000	0.57	4	40	240.2	1.08	210.4	1.14
25	Channel	2000	0.57	5	40	232.3	1.05	210.4	1.10
26	Channel	2000	0.57	1	60	137.0	1.00	111.9	1.22
27	Channel	2000	0.57	2	60	144.6	1.06	111.9	1.29
28	Channel	2000	0.57	3	60	139.8	1.02	111.9	1.25
29	Channel	2000	0.57	4	60	154.4	1.13	111.9	1.38
30	Channel	2000	0.57	5	60	149.3	1.09	111.9	1.33
31	Channel	4000	0.57	1	20	204.1	1.00	234.0	0.87
32	Channel	4000	0.57	2	20	219.4	1.07	234.0	0.94
33	Channel	4000	1.13	3	20	218.4	1.07	234.0	0.93
34	Channel	4000	1.13	4	20	240.9	1.18	234.0	1.03
35	Channel	4000	1.13	5	20	237.5	1.16	234.0	1.02
36	Channel	4000	1.13	1	40	152.4	1.00	163.3	0.93
37	Channel	4000	1.13	2	40	177.3	1.16	163.3	1.09
38	Channel	4000	1.13	3	40	176.7	1.16	163.3	1.08
39	Channel	4000	1.13	4	40	195.9	1.29	163.3	1.20
40	Channel	4000	1.13	5	40	194.9	1.28	163.3	1.19
41	Channel	4000	1.13	1	60	97.0	1.00	88.0	1.10
42	Channel	4000	1.13	2	60	121.5	1.25	88.0	1.38
43	Channel	4000	1.13	3	60	127.9	1.32	88.0	1.45
44	Channel	4000	1.13	4	60	140.1	1.44	88.0	1.59
45	Channel	4000	1.13	5	60	141.1	1.45	88.0	1.60

表 6.1 解析ケースおよび結果一覧(続き)

No.	Shape	Member Length $L$ [mm]	Slenderness ratio parameter $\lambda_n$	Analysis case	Ratio of cross sectional area loss to original area $R$ [%]	Calculated maximum strength $P_{cal}$ [kN]	Strength ratio to that of Case1	Calculated strength by proposed formula $P_{cr}$ [kN]	$P_{cal}/P_{cr}$
46	Angle	1000	0.37	1	20	227.6	1.00	239.7	0.95
47	Angle	1000	0.37	2	20	252.4	1.11	239.7	1.05
48	Angle	1000	0.37	3	20	236.3	1.04	239.7	0.99
49	Angle	1000	0.37	4	20	254.1	1.12	239.7	1.06
50	Angle	1000	0.37	5	20	237.0	1.04	239.7	0.99
51	Angle	1000	0.37	1	40	170.4	1.00	161.4	1.06
52	Angle	1000	0.37	2	40	185.0	1.09	161.4	1.15
53	Angle	1000	0.37	3	40	176.9	1.04	161.4	1.10
54	Angle	1000	0.37	4	40	187.2	1.10	161.4	1.16
55	Angle	1000	0.37	5	40	177.3	1.04	161.4	1.10
56	Angle	1000	0.37	1	60	105.0	1.00	85.5	1.23
57	Angle	1000	0.37	2	60	119.8	1.14	85.5	1.40
58	Angle	1000	0.37	3	60	117.0	1.11	85.5	1.37
59	Angle	1000	0.37	4	60	120.0	1.14	85.5	1.40
60	Angle	1000	0.37	5	60	117.1	1.12	85.5	1.37
61	Angle	2000	0.74	1	20	202.8	1.00	216.3	0.94
62	Angle	2000	0.74	2	20	213.3	1.05	216.3	0.99
63	Angle	2000	0.74	3	20	212.6	1.05	216.3	0.98
64	Angle	2000	0.74	4	20	217.6	1.07	216.3	1.01
65	Angle	2000	0.74	5	20	217.4	1.07	216.3	1.01
66	Angle	2000	0.74	1	40	151.8	1.00	146.9	1.03
67	Angle	2000	0.74	2	40	166.8	1.10	146.9	1.14
68	Angle	2000	0.74	3	40	164.6	1.08	146.9	1.12
69	Angle	2000	0.74	4	40	169.8	1.12	146.9	1.16
70	Angle	2000	0.74	5	40	166.9	1.10	146.9	1.14
71	Angle	2000	0.74	1	60	94.0	1.00	78.2	1.20
72	Angle	2000	0.74	2	60	116.1	1.24	78.2	1.49
73	Angle	2000	0.74	3	60	110.3	1.17	78.2	1.41
74	Angle	2000	0.74	4	60	119.1	1.27	78.2	1.52
75	Angle	2000	0.74	5	60	113.1	1.20	78.2	1.45
76	Angle	4000	1.49	1	20	91.4	1.00	111.8	0.82
77	Angle	4000	1.49	2	20	103.5	1.13	111.8	0.93
78	Angle	4000	1.49	3	20	101.9	1.12	111.8	0.91
79	Angle	4000	1.49	4	20	103.5	1.13	111.8	0.93
80	Angle	4000	1.49	5	20	102.0	1.12	111.8	0.91
81	Angle	4000	1.49	1	40	68.3	1.00	82.4	0.83
82	Angle	4000	1.49	2	40	88.5	1.30	82.4	1.07
83	Angle	4000	1.49	3	40	86.9	1.27	82.4	1.05
84	Angle	4000	1.49	4	40	88.5	1.30	82.4	1.07
85	Angle	4000	1.49	5	40	86.9	1.27	82.4	1.05
86	Angle	4000	1.49	1	60	45.3	1.00	45.4	1.00
87	Angle	4000	1.49	2	60	70.1	1.55	45.4	1.54
88	Angle	4000	1.49	3	60	68.7	1.51	45.4	1.51
89	Angle	4000	1.49	4	60	70.1	1.55	45.4	1.54
90	Angle	4000	1.49	5	60	68.5	1.51	45.4	1.51

### 6.3.3 解析結果と腐食領域の影響に関する考察

解析結果の一覧を表 6.1 に解析ケースに併せて示す。表中には、部材長  $L$ 、細長比パラメータ  $\lambda_m$ 、図 6.4 に示す腐食の位置と長さ (Analysis case)，腐食率  $R$  (= 減肉量/元板厚)，解析で得た最大耐力  $P_{cal}$  を示している。解析結果に基づいて、まずは腐食位置とその長さが最大耐力に及ぼす影響について検討する。図 6.5 は、横軸に図 6.4 の Analysis case を、縦軸に全長腐食 Case 1 の最大耐力で他のケースの最大耐力を基準化した値をとり、溝形鋼と山形鋼のそれぞれについて、部材長と腐食率をパラメータとして示したものである。図 6.5 より、全長腐食の Case 1 が最も耐力が低いこと、部材長と腐食率の増大に伴って部分腐食のケース (Case 2~5) の耐力が大きくなること分かる。この傾向は、部材長が短い場合には断面の塑性化、すなわち断面積 (腐食率  $R$ ) に耐力が支配されるために腐食位置の影響が小さくなること、逆に部材長が大きい場合には、部材の曲げ座屈耐力、すなわち部材の曲げ剛性に支配されるために腐食位置の影響が大きくなるということから説明できる。座屈耐力に寄与する部材全体の曲げ剛性は、断面積の軸方向分布によって決まり、全体腐食よりも部分腐食の方が、また中央部腐食よりも端部腐食の方が大きくなる。よって、曲げ座屈の支配が強くなる部材長が大きいケースほど、全断面腐食の Case 1 よりも部分腐食の Case 2~5 の方が、明瞭に最大耐力の上昇が現れる。なお、このような傾向は腐食率  $R$  が大きいほど強くなる。

以上をまとめると、全長腐食ケースの耐力が最小値を示し、部材長と腐食率の増大に伴って部分腐食ケースの耐力が大きくなる。これは、塑性化に支配される部材長が短い場合には腐食の程度の影響が大きく、曲げ剛性に支配される部材長が長い場合には腐食する位置の影響が大きいためである。

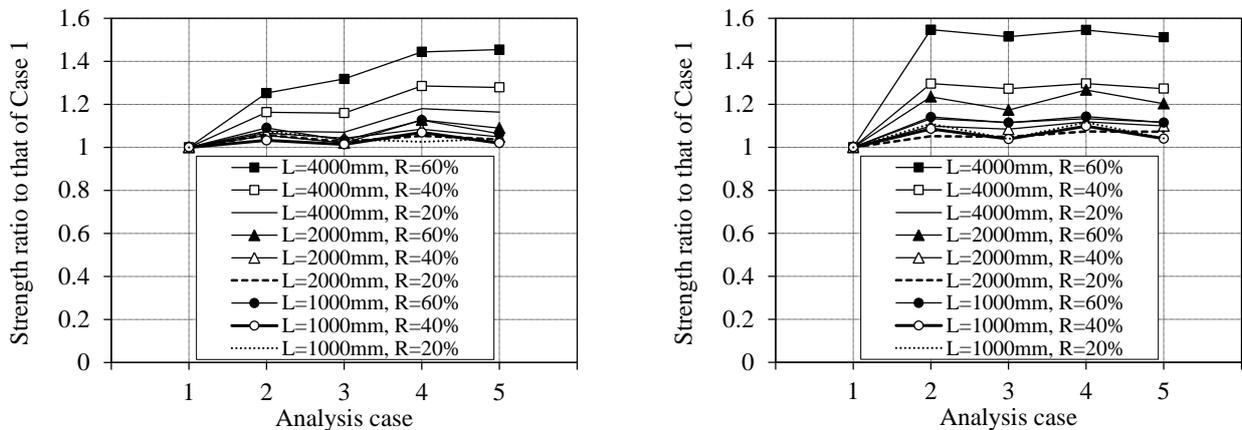


図 6.5 全長腐食 Case1 の最大耐力に対する耐力比(左: 溝形鋼, 右: 山形鋼)

### 6.3.4 耐力評価式の適用性

本章の耐力算定フローに示した耐力評価式(4.14)の適用性について本節での解析結果をベースに考察する. 表 6.1 には, 解析結果の最大耐力  $P_{cal}$  と評価式(4.14)を適用して算出した座屈耐力  $P_{cr}$  との比( $P_{cal}/P_{cr}$ )を全解析ケースについて示す. 表 6.1 より,  $P_{cal}/P_{cr}$  は 0.82 ~ 1.54 の範囲にあり, その平均値は 1.13, 変動係数は 16.8%であった.

図 6.6 は, 横軸に腐食前の細長比パラメータ  $\lambda_{n0}$  をとり, 縦軸に  $P_{cal}/P_{cr}$  を解析ケース毎にプロットし, 各解析変数に対する耐力評価式の適用性を示したものである.

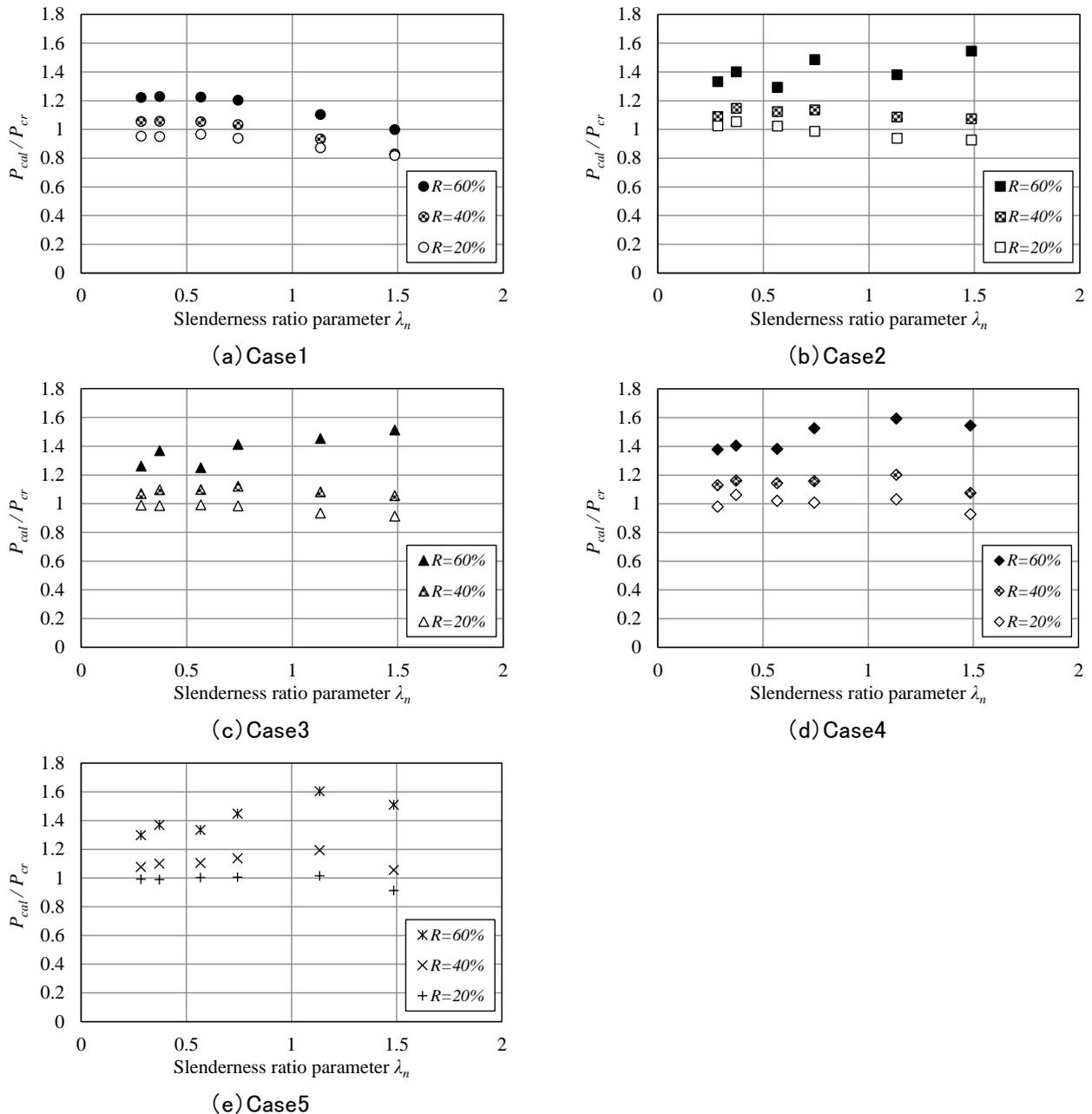


図 6.6 耐力評価式の適用性

図 6.6 の全てのケースを俯瞰すると、細長比パラメータ  $\lambda_n$  が 1 より小さく、腐食率  $R$  が 40% より小さい領域においては、 $P_{cal}/P_{cr}$  が 0.95~1.15 の範囲にあり、腐食部材の耐力を精度良く評価できている様子が確認される。一方、細長比パラメータ  $\lambda_n$  が 1 を超える領域では、 $P_{cal}/P_{cr}$  が 0.9 を下回るケースもあり、耐力評価式の精度がやや悪化する傾向にある。また、全長腐食の Case1 を除き、腐食率  $R$  の増大に伴って  $P_{cal}/P_{cr}$  の値が大きくなる傾向も見られ、 $R=60\%$  では過度に安全側の評価を与えるケースも見られる。これは、図 6.5 に関して説明した腐食による部材全体の曲げ剛性の大小に関連するものと考えられる。

現実的には Case 1 のような全長に渡って均一に腐食し続けるケースは極めて稀である。よって、これを除いて耐力評価式の精度を見てみると、細長比パラメータ  $\lambda_n=1.5$  で一部非安全側の結果を与えるケースがあるものの、著しく非安全側の評価は与えていない。よって、提案した耐力評価式は実務で対象とした範囲外でも一定の適用性を持つと考えられる。複雑な腐食を有する実際の腐食部材の耐力評価に関するデータの蓄積やそれに基づく耐力評価式の更なる精度の向上が今後の課題である。

## 6.4 まとめ

本章では、腐食部材の実用的な座屈耐力算定フローを示すと共に、実験や解析で直接確認できなかった腐食領域の大きさや位置、部材の座屈長さが部材耐力に及ぼす影響について、腐食領域を単純にパターン化した簡易な解析モデルを用いたパラメトリックな FEM 解析を実施し、提案した耐力評価式の一般性を検証した。以下に得られた知見をまとめる。

- 1) 本論文で提案した腐食部材の座屈耐力評価の算定フローを示した。腐食前部材の全体座屈応力と、腐食後部材の最小断面積から算定する有効断面積の最小値を用いることで、座屈耐力を簡易に評価することが可能である。この耐力評価式は、腐食部材の最小断面積のみが把握できれば座屈耐力を評価できるという実用的に価値のある知見である。
- 2) 腐食領域を単純にパターン化したモデルを用いて中心軸圧縮耐力を評価するためのパラメトリック解析の結果、全長腐食ケースの耐力が最小値を示し、部材長と腐食率の増大に伴って部分腐食ケースの耐力が大きくなる。これは、塑性化に支配される部材長が短い場合には腐食の程度の影響が大きく、曲げ剛性に支配される部材長が長い場合には腐食する位置の影響が大きいためである。
- 3) 本論文で提案した耐力評価式は、現実の腐食部材で現れることが極めて稀な全長に渡って均一に腐食し続ける腐食状態(Case1)を除けば、一定の適用性を持つと考えられる。今後は、腐食部材の耐力評価に関するデータの蓄積による評価精度の向上が課題である。

## 第7章 結論

### 7.1 中心軸圧縮力を受ける腐食した溝形鋼および山形鋼の座屈挙動と耐力評価のまとめ

本研究では、産業用鋼構造物の代表例であり、長期間供用されて腐食劣化したベルトコンベア鋼製架構から切り出した溝形鋼および山形鋼を対象として、自然腐食による複雑な表面形状を有する鋼部材の座屈挙動とその耐力評価に取り組んだ。本研究対象である腐食部材は、軽微な腐食から孔食などの著しい断面欠損を持つ合計27体(溝形鋼10体、山形鋼17体)である。その圧縮挙動を中心軸圧縮試験により調査すると共に、腐食した表面形状の幾何情報を反映したFEM解析を活用した分析・考察によって腐食部材に生じる全体座屈および局部座屈の耐荷メカニズムを明らかにし、その座屈耐力評価式を提案した。また、耐力評価に必要となる最小断面積ならびに最小有効断面積についても、部材軸方向の限られた箇所からサンプリングした断面積情報を基に評価する方法を検討し、その簡易推定法を提案した。以下に、各章で得られた結果を総括する。

第1章「序論」では、既に顕在化している公共・産業インフラの老朽化問題を概説すると共に、特に構造的な冗長性が低く、崩壊リスクの高い産業インフラを対象として、腐食劣化に伴って低下する構造健全性を定量的かつ正しく把握することが合理的な維持管理を行う上での重要課題であることを述べた。鋼構造物の健全性評価において基本となる部材レベルでの耐力評価、特に腐食に伴う形状変化が大きな影響を及ぼす圧縮挙動評価の重要性に言及した上で、腐食部材の残存耐力評価、残存板厚・断面積の推定方法、さらには振動性状を利用した劣化度評価に関する既往研究の知見を整理した。産業用鋼構造物で多用される溝形鋼や山形鋼が腐食した場合の圧縮耐力評価に関する研究が少なく、統一的な見解が得られていないこと、そして、多様な腐食部材のデータを蓄積しながら基本的な力学挙動を明確にすることが必要であることを示した上で、本研究の目的と構成を示した。

第2章「研究対象とした腐食部材の特徴」では、本研究の対象物である長期間供用したベルトコンベア鋼製架構の腐食メカニズムについて概説すると共に、切り出した溝形鋼および山形鋼の合計27体について、その腐食形状を3次元レーザー変位計によって計測して得られた幾何データを基に整理・分析し、残存板厚や残存断面積の特徴を明らかにした。本章で得られた知見は以下の通りである。

- ・産業用鋼構造物の代表例であり、典型的なトラス構造であるベルトコンベア鋼製架構は、その下面側に位置する下弦材や水平斜材に落下し堆積した粉塵によって湿潤状態が続き、また、腐食状況の確認が遅れることで腐食が進行する。加えて、産業プラントの多くが海浜地域に隣接して厳しい腐食環境下に晒されるために腐食の進行が助長される。

- ・3次元レーザー変位計による腐食した溝形鋼および山形鋼の表面形状の計測結果によれば、対象とした試験体では、その最大腐食率が8%~74%、平均腐食率で6%~51%の領域にあり、多様な腐食性状を持つことが分かった。さらに、平均腐食率で20%前後、最大腐食率で40%を超えると孔食が確認され始め、最大で長さ400mmを超える欠損孔が存在することを明らかにした。また、板厚コンターと断面積分布の分析より、部材軸方向にも幅方向にも広範囲に渡って複雑に腐食減肉している様子が認められた。
- ・部材軸方向で得られる1mmピッチの腐食率を分析した結果、溝形鋼の腐食率は平均で26.9%、標準偏差15.1%であり、山形鋼は平均で19.0%、標準偏差13.6%であった。結果として、粉塵等が堆積しやすい下弦材に用いられる溝形鋼の方が腐食の程度とばらつきが大きくなることが分かった。このことは、腐食の程度が小さい場合はサンプル数によらず比較的ばらつきの少ない断面積情報が得られる一方で、腐食の程度が進むに従って断面積も大きくばらついていることを示唆している。

第3章「腐食部材の圧縮試験を通じた座屈挙動分析と全体座屈耐力評価」では、溝形鋼および山形鋼を対象とした中心軸圧縮試験を行うと共に、表面形状データを反映したFEM解析結果との比較を通じて、腐食した鋼部材が最大耐力に至るまでの挙動の考察および耐力評価式の提案を行った。本章で得られた知見を以下の通りである。

- ・健全時に同一断面諸元を有する部材であっても、腐食の程度により、断面降伏するモード、断面降伏に至る前に全体座屈が生じるモード、局部座屈後に全体座屈が連成するモードの3つのパターンが確認された。局部座屈後に全体座屈が連成するモードにより支配される部材が多く、その傾向は部材の腐食の程度が増すほど強くなる。
- ・腐食部材を対象としたFEM解析を行う場合、残存板厚のみならず、腐食に伴う部材軸方向ならびに板厚方向の偏心を忠実に再現することで、複雑な座屈挙動を再現することが可能となる。このとき、孔食の再現も解析精度に影響を及ぼすため、少なくとも孔食を判別できる計測間隔や板厚平均化操作の工夫が必要となる。
- ・腐食部材の最大耐力は、部材の平均断面積よりも最小断面積との相関が強い。最大腐食率40%以下の腐食部材では、その最大耐力はJohnson放物線式に最小断面積位置での断面定数を適用することによって安全側に評価可能であった。ただし、最大腐食率が40%を超えると、局部座屈や局部変形の影響が強まるため、Johnson放物線式を用いた耐力評価は非安全側の評価を与えた。そのため、最大腐食率を基本変数とした補正係数を提案し、実験での最大耐力の下限值相当を概ね良好に評価できる耐力式を得た。
- ・試験体の表面形状データを基に、腐食部材の最小断面位置での断面二次半径と健全断面の断面二次半径に一定の関係があることを見出した。この関係に着目し、健全部材の座屈強度と腐食部材の最小断面積が得られれば、簡便に腐食部材の耐力を推定できることを示した。さらに、部材の腐食領域の位置と大きさ、部材の長さ、腐食率を変数としたFEM解析を実施し、全長腐食したケースが最も耐力が小さいこと、部材の長さが大きくなるほど耐力に及ぼす腐食の位置と程度の影響が強くなることが分かった。

また、提案した耐力推定式により、腐食部材の耐力を実用の範囲内で概ね安全側に評価できることが検証された。

第4章「腐食部材の形状再現解析による局部座屈挙動分析と連成座屈耐力評価」では、部材の表面形状データを反映した解析モデルの一部を切り出して、中心軸圧縮試験では把握できなかった局部座屈が卓越する短柱部材の挙動に焦点を当てた解析的検討を試みた。解析的に得られた局部座屈挙動の分析と考察を加え、有効幅理論を利用した局部座屈耐力式と共に、全体座屈と局部座屈の連成座屈挙動とその耐力評価式を提案した。本章で得られた知見は以下の通りである。

- ・腐食した短柱部材の座屈挙動は、比較的腐食率が小さい場合においては最小断面位置において全断面降伏後に局部座屈を生じること、腐食率が増加するに従って断面内の一部の板要素が先行して局部座屈が発生するものの、応力の再配分によって最終的に全板要素が最大耐力を発揮することが分かった。
- ・腐食した短柱部材の最大耐力は、有効幅理論により求めた有効断面積の最小値を用いることで比較的良好な精度で評価できる。また、腐食部材の有効断面積の最小値は部材軸方向の最小断面位置における有効断面積と強い相関を持ち、最小断面積の位置とその断面の幾何情報が把握できれば、部材軸方向にわたって有効断面を計算せずとも、腐食部材の局部座屈耐力を精度良く評価できる。
- ・腐食前部材の細長比パラメータから得られる全体座屈応力度と腐食後部材の幅厚比パラメータから得られる最小有効断面積との積からなる耐力式を提案し、全体座屈と局部座屈が連成する複雑な挙動を示す場合においても耐力評価が可能であることを明らかにした。本論文で提案した耐力式によれば、腐食の程度によらず腐食部材の圧縮耐力を概ね妥当な精度で評価できる。
- ・腐食部材の座屈耐力評価に必要な最小有効断面積は、最小断面積と元の健全断面の断面諸定数によって推定可能であることを示した。この推定式によれば、部材軸方向における有効断面積を計算するための各板要素の板厚計測作業を省略可能となる。

第5章「腐食分布の統計的分析に基づく最小断面積の簡易推定」では、腐食した鋼構造物の性能評価に不可欠な鋼部材の最小断面積を簡易に推定する方法を検討した。自然腐食した溝形鋼と山形鋼の3次元幾何情報をベースとして、部材軸方向の限られた箇所から直接的にサンプリングした断面積情報を基に、最小断面積の簡易推定法を提案すると共に、レーザー振動計測を利用して遠隔から最小断面積を同定できるか否かについても検討した。

- ・部材軸方向に等間隔で4箇所以上サンプリングした断面積の平均値とその標準偏差を用いた最小断面積の推定基本式を提案し、平均値から差し引くために標準偏差に乗じる係数を2.3とすれば、一定の精度で最小断面積を推定できることを示した。サンプル数を7箇所以上とすれば、さらに精度を上げることが可能であることも分かった。
- ・腐食部材の最大腐食率が約40%以下であれば、サンプル数によらず推定精度の誤差が

±20%以内に収まる。従って、今回提案した最小断面積の簡易推定法は最大腐食率=40%以下を適用範囲とすることが望ましいことを示した。

- ・固有値解析で得られた断面振動モードの振動数と腐食減肉量との関係定量化を試みた。実構造物を対象とした振動計測実験と解析を通じて、得られた振動データに補正関数を適用することによって断面振動モードを抽出できることを確認した。ただし、局部的な減肉が進んだ場合、評価位置と減肉部との位置関係によっては、減肉部で局所的に発生する類似の振動モードを抽出してしまい、評価結果の精度に影響を与える可能性があることも分かった。
- ・今回の検討では、遠隔振動計測による最小断面積に同定可能性の把握に留まった。断面振動モードのみを確実に分離し、最小断面積を同定する手法の確立のためには、より多くの解析および実験によるデータの蓄積・分析を通じて、計測方法やデータ分析方法の改良が必要となる。

第6章「腐食部材の座屈耐力算定フローの提案と耐力評価式の一般性検証」では、各章で検討した内容を整理して、腐食部材の実用的な座屈耐力算定フローを示す共に、実験や解析で直接確認できなかった腐食領域の大きさや位置、部材の座屈長さが部材耐力に及ぼす影響について、簡易な解析モデルを用いたパラメトリックなFEM解析を実施し、提案した耐力評価式の一般性について検証した。

- ・本論文で提案した腐食部材の耐力評価のための方法論をまとめて座屈耐力算定フローとして示した。腐食前部材の全体座屈応力と、腐食後部材の最小断面積から算定する有効断面積の最小値を用いることで、座屈耐力を簡易に評価することが可能である。この耐力評価式は、腐食部材の最小断面積のみが把握できれば座屈耐力を評価できるという実用的に価値のある知見である。
- ・腐食領域を単純にパターン化したモデルを用いて中心軸圧縮挙動を評価するためのパラメトリック解析の結果、全長腐食ケースの耐力が最も小さく、部材長と腐食率の増大に伴って部分腐食ケースの耐力が大きくなることが分かった。これは、塑性化に支配される部材長が短い場合には腐食の程度の影響が大きく、曲げ剛性に支配される部材長が長い場合には腐食する位置の影響が大きいためである。
- ・本研究で提案した耐力評価式は、現実の腐食部材で現れることが極めて稀な全長に渡って均一に腐食し続ける腐食状態を除けば、一定の適用性を持つと考えられる。

第7章「結論」では、中心軸圧縮力を受ける腐食した溝形鋼および山形鋼の座屈挙動と耐力評価に関する研究について、各章で得られた結果をまとめ、本論文の結論とした。

## 7.2 今後の課題と展望

本論文では、自然腐食によって複雑な表面形状を有する溝形鋼および山形鋼を対象として、中心軸圧縮試験と FEM 解析を通じて座屈メカニズムを解明すると共に、その座屈耐力評価式を提案した。以下に、実用化に向けての課題と今後の展望について述べる。

### (1) 現場での腐食部材の断面幾何データの取得方法

腐食部材の耐力評価には最小断面積データの取得が必須となる。今回、複雑に断面変化する部材軸方向の限られた箇所からのサンプリングによって簡易に最小断面積を推定する方法を提案したが、正確な断面情報を取得するためには錆や堆積物を落とさなければならず、現場での点検作業の向上に資する計測方法の確立は今後の課題である。ただし、構造物の健全性を評価する上で重要な部材を絞り込み、計測部材を集約できれば、点検コストの削減のみならず、工場における早期再稼働を実現可能となる。5章において、遠隔振動計測を利用した減肉評価の可能性を示したが、ドローンや画像診断など他分野の技術も活用しながら、現場での計測効率化に資する検討を今後も継続していきたい。

### (2) 耐力評価結果のばらつきと適切な安全率の設定

本論文で対象とした腐食部材はその腐食程度が広範囲に渡るため、一定の腐食範囲をカバーした耐力評価式を構築できたものとする。今回、簡易な耐力評価を指向した一方、最小断面積や最小有効断面積の推定段階において一定のばらつきを含むため、このばらつきが最終的な耐力評価に及ぼす影響を引き続き検討する必要がある。その上で、適切な安全率あるいは抵抗係数などを設定することにより、精度の高い耐力評価式を提案できるものとする。

### (3) 接合部の剛性評価

構造物全体の余耐力を定量化するためには、腐食劣化した部材や接合部などの個々の構造要素の耐力を求めて、それに基づいて評価する方法が堅実である。そこで、本論文では最も重要となる腐食した鋼部材の耐力評価に着目して研究を行った。一方、座屈耐力は部材端にある接合部の拘束条件に大きく影響されるため、接合部が集中的に減肉する場合などを考慮に入れつつ、実際の現場の腐食状況を詳細に観察しながら接合部の剛性について検討する必要がある。トラス構造物ではピン接合として設計するのが一般的であるが、より合理的な維持管理を推進するためには、接合部の剛性を適切に反映した統一的な耐力評価手法の構築が重要であるとする。

最後に、本研究で得られた知見は今回対象としたベルトコンベア鋼製架構の性能評価に留まらず、鋼橋や鉄塔などの鋼構造物へ広く展開できるものとする。本研究の成果が、今後も増加し続ける老朽インフラ対策に資する技術発展への一助になることを期待する。

## 謝 辞

本論文は、筆者が新日鐵住金株式会社に在籍しながら実施してきた研究成果に、金沢大学大学院 自然科学研究科 博士後期課程 環境デザイン学専攻 連携講座に在籍中の2年間に取り組んだ研究成果で構成されています。関係者各位に深く感謝致します。

金沢大学理工研究域環境デザイン学系連携講座 菅野良一 特任教授(主査)には、筆者が新日鐵住金株式会社に入社した当時より研究部長として御指導頂くと共に、本学位論文の取り纏めにあたり、論文作成や口頭発表の基本から細部に至るまで終始丁寧な研究指導を賜りました。ここに深甚なる感謝の意を表します。また、同連携講座 妙中真治 特任准教授(副査)には、御多忙を極める中、本論文の構成に関する極め細やかな御指摘や御指導を賜りました。ここに、深く感謝申し上げます。また、学術的な視点から御助言を賜りました金沢大学理工研究域環境デザイン学系 榎谷浩教授(副査)、同大学 宮島昌克教授(副査)、同大学 近田康夫教授(副査)に対して、心より感謝と御礼を申し上げます。

博士号取得を目指すにあたり、厳しい経営環境の中、博士後期課程への入学を許可頂いた新日鐵住金株式会社 鋼構造研究部長 半谷公司氏、鋼構造研究部 主幹研究員 富永知徳氏をはじめとした新日鐵住金株式会社の関係者の皆様には、業務負荷への配慮や激励を頂戴し、本論文の作成に集中できる環境を整えて頂きました。ここに、深く感謝の意を表します。また、本研究対象である自然腐食した鋼部材を提供頂いた、新日鐵住金株式会社 室蘭製鉄所および大分製鉄所の関係者の皆様、ならびに筆者と共に数多くの実験や解析に取り組んで頂いた、日鉄住金環境株式会社 建設事業部 試験室の皆様、日鉄住金テクノロジー株式会社 TS 事業部の皆様、NS プラント設計株式会社の皆様には多大なるご支援を賜りました。誠にありがとうございました。

このように、本論文は数多くの方々からの御指導や御協力を得ることで初めて作成し得たものです。すべての方々のお名前を挙げることはできませんが、本日まで温かい御支援を頂きましたことに、心より感謝申し上げます。著者としては、本研究で得られた成果を国内外問わず広く普及させ、今後も増加し続ける老朽インフラ対策に資する技術の発展へ貢献したいと考えております。従いまして、今後も技術の完成度を高める努力を怠らず精進していく所存ですので、変わらぬ御指導、御協力をお願い致します。

最後に、いつも温かく応援してもらい、私の健康管理や心の強い支えになってくれた、最愛の妻 綾那、博士後期課程への入学に理解してくれた家族に心から感謝の意を表し、本論文の謝辞とさせていただきます。

平成 31 年 3 月

久積 和正