

論文 / 著書情報  
Article / Book Information

題目(和文)	隣接する板要素からの拘束を考慮した薄肉閉断面部材の局部座屈耐力評価
Title(English)	
著者(和文)	小橋知季
Author(English)	Tomoki Kobashi
出典(和文)	学位:博士(工学), 学位授与機関:東京工業大学, 報告番号:甲第10965号, 授与年月日:2018年9月20日, 学位の種別:課程博士, 審査員:五十嵐 規矩夫,竹内 徹,坂田 弘安,堀田 久人,田村 修次
Citation(English)	Degree:Doctor (Engineering), Conferring organization: Tokyo Institute of Technology, Report number:甲第10965号, Conferred date:2018/9/20, Degree Type:Course doctor, Examiner:,,,,,
学位種別(和文)	博士論文
Type(English)	Doctoral Thesis

博士論文

隣接する板要素からの拘束を考慮した  
薄肉閉断面部材の局部座屈耐力評価

東京工業大学大学院理工学研究科建築学専攻

小橋知季



---

---

# 目次

1. 序論	1
1. 1 薄板軽量形鋼の概要	2
1. 2 薄板軽量形鋼を用いたスチールハウス工法の構造的な特徴	4
1. 3 局部座屈に関する既往の研究事例	6
1. 4 本研究が解決しようとする課題	10
1. 5 本論文の目的と構成	11
2. 軸圧縮が作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力および最大耐力	13
2. 1 はじめに	14
2. 2 軸圧縮が作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力	14
2. 2. 1 有限帯板法による座屈固有値解析	14
2. 2. 2 回転拘束が作用する板要素の座屈係数	16
2. 2. 3 軸圧縮が作用する長方形断面部材の座屈係数の評価	19
2. 3 軸圧縮が作用する長方形断面部材の最大耐力	21
2. 3. 1 有限要素解析の解析モデル概要	21
2. 3. 2 部材および各板要素の最大耐力	23
2. 3. 3 軸圧縮が作用する長方形断面部材の最大耐力の評価	28
2. 4 実部材の断面を想定した解析検討	32
2. 5 短柱圧縮試験による耐力評価手法の検証	34
2. 6 まとめ	37
付録2A メッシュ分割数の影響	38
付録2B 短柱圧縮試験に用いた長方形断面部材の破壊モード	39
3. 曲げと圧縮が作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力および最大耐力	41
3. 1 はじめに	42
3. 2 曲げ圧縮が作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力	43
3. 2. 1 有限帯板法による座屈固有値解析	43
3. 2. 2 長方形断面部材の弾性局部座屈耐力に断面形状の変化が及ぼす影響	44
3. 2. 3 等曲げが作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力の評価	46
3. 2. 4 曲げ圧縮が作用する部材の弾性局部座屈耐力の評価	52
3. 3 曲げ圧縮が作用する長方形断面部材の最大耐力	56
3. 3. 1 有限要素解析の解析モデル概要	58
3. 3. 2 最大耐力と計算耐力の比較	60
3. 3. 3 拘束効果を考慮した最大耐力の評価	63
3. 4 まとめ	65
付録3.A $\alpha$ と $f_b/f_c$ の関係に関する考察	66
付録3.B 荷重条件の違いが曲げ圧縮耐力に及ぼす影響	67

<b>4. 八角形断面を有する薄肉閉断面部材の弾性局部座屈耐力および最大耐力</b> .....	69
4. 1. はじめに.....	70
4. 2 軸圧縮が作用する八角形断面部材の弾性局部座屈耐力.....	72
4. 2. 1 有限帯板法による座屈固有値解析.....	72
4. 2. 2 断面形状の変化が部材の弾性局部座屈耐力に及ぼす影響.....	73
4. 3 軸圧縮が作用する八角形断面部材の弾性局部座屈耐力の評価.....	76
4. 3. 1 隣接する板要素が凹凸に変形する局部座屈のモードが生じる場合.....	76
4. 3. 2 板同士の接合線の移動を伴うゆがみ座屈のモードが生じる場合.....	77
4. 3. 3 固有値解析結果と提案式との比較.....	80
4. 4 軸圧縮が作用する八角形断面部材の最大耐力.....	82
4. 4. 1 試験概要.....	82
4. 4. 2 実験結果.....	85
4. 5 八角形断面を構成する各板要素の負担軸力.....	87
4. 5. 1 解析モデルの概要.....	87
4. 5. 2 各板要素の荷重変形挙動.....	88
4. 5. 3 最大耐力時に各板要素が負担する軸圧縮耐力の比較.....	90
4. 6 断面形状の変化が八角形断面を構成する板要素の負担軸力に及ぼす影響.....	92
4. 6. 1 解析モデルの概要.....	92
4. 6. 2 断面仕様の違いが部材の最大耐力に及ぼす影響.....	94
4. 6. 3 隣接する板要素からの拘束効果を考慮した八角形断面部材の最大耐力評価.....	96
4. 7 曲げが作用する八角形断面部材の弾性局部座屈耐力および最大耐力の評価.....	99
4. 7. 1 等曲げが作用する八角形断面部材の弾性局部座屈耐力評価.....	99
4. 7. 2 等曲げが作用する八角形断面部材の最大耐力評価.....	104
4. 8 まとめ.....	106
付録 4.A 八角形断面部材の破壊モード.....	107
<b>5. 拘束効果を加味した薄肉閉断面部材の試設計</b> .....	109
5. 1 はじめに.....	110
5. 2 拘束効果を考慮した局部座屈耐力の計算フロー.....	111
5. 3 提案手法の活用が期待できる部材の必要条件.....	113
5. 4 拘束効果を加味した薄肉閉断面部材の許容耐力評価.....	115
5. 4. 1 許容圧縮応力度および許容曲げ応力度の設計式.....	115
5. 4. 2 試設計検討モデルの概要.....	117
5. 4. 3 軸圧縮が作用する閉断面部材の許容圧縮耐力に拘束効果が及ぼす影響.....	119
5. 4. 4 曲げが作用する閉断面部材の許容曲げモーメントに拘束効果が及ぼす影響.....	121
5. 5 今後の課題: 曲げとせん断の複合力が作用する部材の座屈耐力の評価.....	123
5. 6 まとめ.....	126
付録5.A 隣接する板要素からの拘束効果を考慮した耐力評価フローチャート.....	127
<b>6. 結論</b> .....	129

---

## 1. 序論

1.1 薄板軽量形鋼の概要	2
1.2 薄板軽量形鋼を用いたスチールハウス工法の構造的な特徴	4
1.3 局部座屈に関する既往の研究事例	6
1.4 本研究が解決しようとする課題	10
1.5 本論文の目的と構成	11

## 1. 序論

### 1. 1 薄板軽量形鋼の概要

薄板軽量形鋼造<sup>1.1)</sup>は、鋼帯(コイル)を冷間成形して製造した形鋼を主要構造部材に用いた建築構造である。2001年に国土交通省より薄板軽量形鋼造に関する技術基準(平成13年国交省告示第1641号)が公布されたことにより、同構造の主要構造部材として使用される「薄板軽量形鋼」が建築基準法に基づく建築材料として指定された。

薄板軽量形鋼に対する定義は国によって異なるが、概ね1mm~2mm程度の板厚の鋼板を冷間成形した形鋼を指すのが一般的である。日本においては、軽鋼構造<sup>1.2)</sup>よりもさらに板厚が薄い0.4mm以上2.3mm未満のめっき鋼板を冷間成形した形鋼(Fig.1.1)として定義されている。軽量かつ高耐力な部材であること、ドリルねじや釘を用いた乾式接合が可能であること、めっきにより高い耐食性が担保されていること、ロール成形によって断面形状を作り込むためH形鋼や山形鋼などの熱延材よりも自由な断面設計が可能であることなど、数多くの建築構造部材としての魅力を有している。

薄板軽量形鋼を建物の主要構造部材に適用する研究開発は、1950年代から米国、ヨーロッパ、オーストラリア、ニュージーランドを中心に盛んに行われており、その研究成果はAISI Specifications<sup>1.3)</sup>やEurocode3<sup>1.4)</sup>などの各国の設計指針にまとめられ、戸建て住宅、倉庫、ホテル、集合住宅、校舎等で活用されている。日本においても、1995年に(社)鋼材倶楽部(現:(社)鉄鋼連盟)によって着手された「スチールハウス」の実用化に関する研究開発を皮切りに、耐震建物への薄板軽量形鋼の適用に関する研究開発が進められ、2001年に国交省告示が公布された。これらの成果は「薄板軽量形鋼造建築物設計の手引き<sup>1.1)</sup>」にまとめられている。

現在、我が国において、薄板軽量形鋼はツーバイフォー住宅のパネル枠材や屋根下地、スチールハウスによる中低層集合住宅の主要構造部材、コンビニエンスストア等の平屋店舗の屋根トラス等の部材に適用されている。これらの建築構造物では、パネル部材やトラス部材を工場で作成の上、施工現場にて部材同士を乾式接合する施工形態がとられる(Fig.1.2)。現場の省力化による急速施工が可能であり、昨今の技能工の減少に関する社会問題に答える構造形式の一つであると言える。東日本大震災の際には、その短工期での施工技術を生かした被災後の復興住宅の早期建設に貢献した実績もあり(Fig.1.3)、早急な生活基盤の回復が求められる施工現場においても、活躍が期待できる構造形式である。加えて、昨今の建築構造物の環境負荷低減の機運を鑑みれば、断面の自由成形を活用して材料の性能を最大限に活用することで、省材料かつ高耐力の発揮が期待できる薄板軽量形鋼は、建築構造物の省材料化による環境負荷低減にも貢献しうる構造部材であり、今後さらなる市場ニーズの増加が予見され、その研究開発の促進が求められている構造部材の一つである。

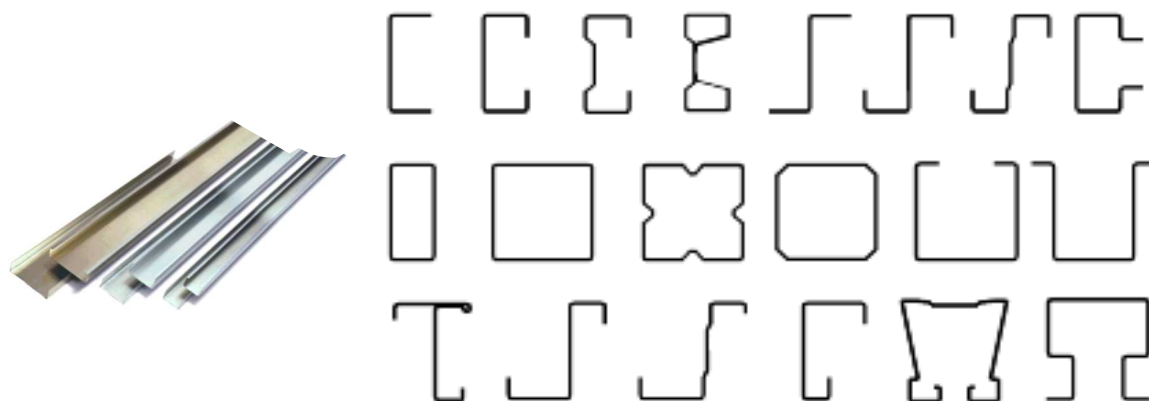


Fig.1.1 Section examples of cold formed steel members



(a) Appearance

(b) Construction site

Fig.1.2 4-story residential house made of cold formed steel



Fig.1.3 Reconstructed residential house after Tohoku earthquake

## 1. 2 薄板軽量形鋼を用いたスチールハウス工法の構造的な特徴

スチールハウスの耐震要素である壁パネルを例に、薄板軽量形鋼の構造的な特徴を述べる。Fig.1.4には壁パネルの漫画絵を示す。Fig.1.4(a)がパネル部材の概要を示し、Fig.1.4(b)にはパネル部材が地震力等の水平外力に抵抗する場合の模式図を示す。

パネル部材は、せん断変形することで水平力に抵抗する面材(sheeting)とその面材を固定するたて枠(stud)、よこ枠(truck)で構成されている。実構造物においては、このパネル部材を鉛直方向に積み重ねて連層耐震壁として挙動させることで地震などの外乱に抵抗する。

建物に地震や風による水平外力が作用する場合、パネル部材の面材が水平力に対して抵抗し、そのせん断力の反力が面材の四辺を固定する枠材に作用する。この反力は、枠材内を軸力として伝達され、基礎へと伝わる。本構造形式では、ツーバイフォー工法と同様に、建物に作用する地震エネルギーが、面材のせん断降伏や面材と形鋼を接合する接合要素(釘やドリルねじ)近傍の局所変形によって消費されることを想定しており、例えば鋼板を面材に用いたパネル部材の1面せん断試験においても、面材の座屈によって部材の耐力および変形性能が決まることが知られている<sup>1-5)</sup>。従って、面材の4辺を固定する枠材は建物が終局状態にいたるまで損傷を生じさせないことが重要であり、枠材は高い部材耐力を有することが求められる。

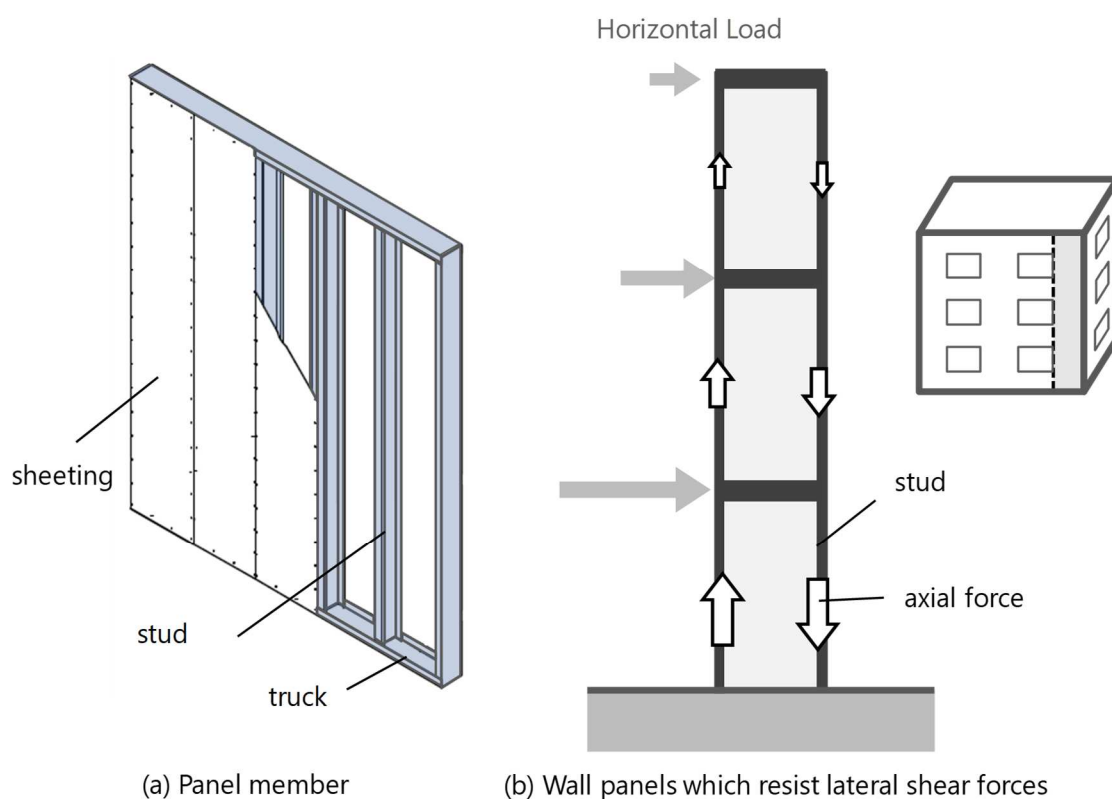


Fig. 1.4 Structural requirements for the cold formed steel members framed inside the wall panel

Fig.1.5 には、軸圧縮が作用する形鋼部材に生じる典型的な座屈モードの例を示す。既往の研究から、薄板軽量形鋼に発生する座屈モードは、部材断面を構成する板要素同士が接合する線（以下、接合線）の移動の有無と、断面変形の有無によって、以下の3種類の座屈モードに分類できることが知られている<sup>1.6) -1.8)</sup>。Fig.1.5 には、リップ溝形断面部材の場合に生じる座屈モードの漫画絵も併せて示す。

・全体座屈

断面の変形を生じることなく、板要素同士をつなぐ接合線が移動する座屈モード。

・局部座屈

断面を構成する板要素が面外方向に凹凸に変形し、且つ接合線の移動が生じない座屈モード。

・ゆがみ座屈

板要素同士の接合線が移動し、部材断面がゆがむ座屈モード。

断面を構成する板要素の板厚が薄い薄板軽量形鋼の場合、断面を構成する板要素の幅厚比が非常に大きいため、部材断面を構成する板要素に局部座屈が発生しやすい。このため部材に圧縮力が作用すると、载荷初期の段階では断面内に均一な圧縮応力が生じ、弾性局部座屈耐力に達するまで、均一な応力分布を保ちながら負担荷重が増加したのち、弾性局部座屈発生に伴い板要素の中央部は徐々に面外方向へと変形し、これに伴い中央部の負担軸力が減少する。このとき、板要素側辺部での発生応力は、局部座屈を生じたのちも軸方向の変形の増加と共に大きくなるため、板要素全体としては剛性低下を伴いながら、軸方向変形の増加と共に部材耐力が上昇する。その後、板側辺部の発生応力が降伏強度に達すると、板要素の耐力も最大耐力（座屈後耐力）に達し、さらに軸変形が進むと耐力低下に至る(Fig. 1.6)。既往の研究から、この弾性局部座屈耐力と座屈後耐力との間には強い相関があることが明らかにされており、従って薄板軽量形鋼を設計する上で、部材の弾性局部座屈耐力を精緻に評価して、座屈後耐力の定量評価手法に反映させることが、経済的な建築構造物の設計を実現していく上で、極めて重要な課題である。

座屈モード	局部座屈 (板の座屈)	ゆがみ	全体座屈(棒の座屈)	
			曲げねじり	曲げ
接合線移動	なし	あり	あり	あり
断面変形	あり	あり	なし	なし

Fig.1.5 Buckling mode of cold formed steel  
(in the case of Lipped C channel)

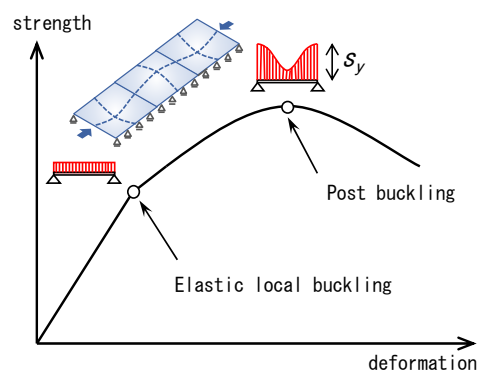


Fig.1.6 load deformation characteristics

### 1. 3 局部座屈に関する既往の研究事例

圧縮応力が作用する板要素の座屈挙動については、これまで数多くの研究が行われ、弾性局部座屈耐力および座屈後耐力に対する定量評価技術が確立されている。また薄板軽量形鋼では、前述の板要素に対する研究成果を基に、断面を構成する板要素を単純支持板とみなして部材耐力を評価する耐力評価手法が一つの設計体系として構築されている。

#### ・板要素の弾性局部座屈に関する既往の研究例

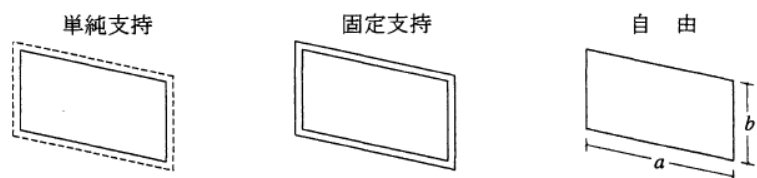
圧縮力が作用する板要素の弾性局部座屈耐力については、文献 9)に示す通り、エネルギー法に基づき理論式を導出することが可能である。例えば Fig.1.6 に示すような軸圧縮が作用する単純支持板については、その弾性局部座屈耐力が下式で評価できることがすでに知られている。

$$\sigma_{cr} = k \frac{E\pi^2}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2 \quad (1.1)$$

ただし	$\sigma_{cr}$	: 弾性局部座屈耐力
	$k$	: 座屈係数 (軸圧縮の場合 $k=4$ )
	$E$	: ヤング係数
	$\nu$	: ポアソン比

Eq.(1.1)に記載の座屈係数  $k$  は、板要素に作用する外力や板側辺部の境界条件によって大きく変化する値であり、特異な境界条件下における座屈係数については、数多くの既往研究がなされてきた。これらの係数については、例えば文献 10)等に代表例の一覧がまとめられている。Fig.1.7 には、文献 9)に記載されている座屈係数の一覧表を示す。

荷重・支持条件			
$k$ の評価あるいは $k_{min}$	4	6.98	4
座屈波長	1	0.66	1
6.98	5.41	$k=0.425+(b/a)^2$	1.277
0.677	0.79	—	1.635
$k=0.687+1.51(b/a)^2$	23.9	39.6	24.48
—	0.667	0.47	0.667
$k=5.34+4.00(b/a)^2$	$k=8.98+5.60(b/a)^2$	5.34	8.98
—	—	—	—



※出典：日本建築学会 鋼構造座屈設計指針より

Fig.1.7 Buckling coefficient of plate element

### ・板要素の座屈後耐力に関する既往の研究例

圧縮力が作用する板要素の座屈後耐力の評価については、断面内に不均一に分布する圧縮応力を等価な圧縮力を有する応力ブロックに置換して、板要素断面内の一部を荷重負担が期待できない無効な領域とみなす有効幅理論がある。本手法は、米国の AISI Specification<sup>1,3)</sup>、欧州の Eurocode3<sup>1,4)</sup>、わが国の薄板軽量形鋼造建築物の設計手引き<sup>1,1)</sup>など、各国の設計指針に採用されている。

有効幅理論は、1926年に Kármán<sup>1,11)</sup>によって提唱された理論である。Kármán は同板厚の板要素において、板要素が負担できる圧縮荷重は、弾性局部座屈耐力と板要素全幅が有効とみなした場合の降伏耐力が等しい場合以上の荷重負担が期待できないと仮定し、以下の式を導出した。

$$0 \leq \lambda < 1 \text{ の場合} \quad b_e = b \quad (1.2.a)$$

$$1 \leq \lambda \text{ の場合} \quad b_e = \frac{1}{\lambda} b \quad (1.2.b)$$

ただし  $b_e$  : 有効幅  
 $\lambda$  : 一般化幅厚比(= $\sqrt{\sigma_y/\sigma_{cr}}$ )  
 $\sigma_{cr}$  : 板要素の弾性局部座屈耐力  
 $\sigma_y$  : 材料の降伏強度

Winter<sup>1,12)</sup>は、前述の Kármán の式について幅厚比の大きい板要素に関しては良い対応を示すものの、幅厚比が小さい領域では、実験結果と評価値の対応がよくないことを指摘し、実験を通じて補正を行った座屈後耐力の評価式を提案した。この Winter による座屈後耐力の評価式は、数度にわたる修正を経て、現在の AISI Specification および Eurocode3 に採用されている。以下、現在の AISI Specification に掲載されている耐力評価式を以下に示す。

$$b_e = \rho b \quad (1.3)$$

$$\lambda < 0.673 \text{ の場合} \quad \rho = 1 \quad (1.4.a)$$

$$\lambda \geq 0.673 \text{ の場合} \quad \rho = \frac{(1 - 0.22/\lambda)}{\lambda} \quad (1.4.b)$$

$$\lambda = \sqrt{\sigma_y/\sigma_{cr}} \quad (1.5)$$

Lind<sup>1.13)</sup>は、Winter の式をもとに、より簡便な数式による耐力評価を目指し、下式を提案した。この Lind が提唱した評価式は、薄板軽量形鋼造建築物の設計手引き<sup>1.1)</sup>に採用されている。

$$\lambda < 0.86 \text{ の場合} \quad \rho = 1 \quad (1.6.a)$$

$$\lambda \geq 0.86 \text{ の場合} \quad \rho = \frac{0.86}{\lambda} \quad (1.6.b)$$

Winter 式(Eq.(1.4.a), Eq.(1.4.b))と Lind 式(Eq.(1.6.a), (1.6.b))は、 $\lambda$ が大きくなるにつれて $\rho$ の値が Kármán 式(Eq.(1.2.a), Eq.(1.2.b))に漸近する。 $\lambda$ が大きい板要素では、弾性座屈に起因する面外変形が板の形状初期不整よりも大きいいため、板の形状初期不整が部材耐力に及ぼす影響は少なく、従って、各評価式とも概ね等しい評価値を与える。一方、一般化幅厚比が小さい板要素では、板の形状初期不整が板の最大耐力に及ぼす影響が大きい。Winter 式および Lind 式は、この不整による影響を加味し、実験結果に基づき板要素の座屈後耐力の下限値を評価するように補正を行った設計式であるため、Kármán 式よりも有効幅を小さく評価する傾向を示すことが知られている。

近年では、これらの座屈後耐力に対する定量評価法をラウンドハウス型の応力ひずみ関係を示す材料への適用を目指す研究例もある。木村ら<sup>1.14)</sup>は、アルミニウム合金を用いた薄鋼板の座屈後耐力に着目し、応力ひずみ関係の接線係数に着目した以下の評価式を提案するとともに、有限要素解析に基づく解析結果との対応を示し、概ね安全側の評価を与えることを示した。本設計式は、文献 1.10)にも収録されている。

以上、単純支持された板要素の弾性座屈ならびに座屈後耐力に関する代表的な既往の研究例を述べた。鋼のように明確な降伏点を示す材料の座屈挙動については、すでに数多くの研究例があり、設計体系が築かれていると言える。またラウンドハウス型の応力ひずみ関係を有する材料についても、その定量評価を試みた解析検討事例もあり、評価技術の構築が進みつつある。

#### ・部材の最大耐力に関する既往の研究例

現在の薄板軽量形鋼の設計では、前述の板要素の局部座屈挙動に関する研究成果を基に、部材の断面を構成する板要素を単純支持板とみなして板要素毎に座屈後耐力を評価し、各板要素の負担軸力の足し合わせを部材耐力として評価する手法が広く採用されている。

代表的な研究例として、例えば Mulligan<sup>1.15)</sup>は、Winter の単純支持板の座屈後耐力に関する研究と薄板軽量形鋼の座屈後耐力に関する相関に着目し、溝形鋼およびリップ付き溝形鋼の短柱圧縮試験を通じて、断面形状による影響があるものの、薄板軽量形鋼の断面を構成する板要素を単純支持板とみなして座屈後耐力を評価する既往の評価法が概ね妥当な評価を与えることを示した。

日本においても、例えば文献 1.1), 1.2), 1.10)など、様々な設計指針類において部材断面を板要素とみなす設計法が採用されており、また半谷<sup>1.7)</sup>らによって高温時のリップ溝形鋼を対象とした座屈特性に関する検討等も行われ、有効幅理論との対応に関する検討も行われている。

## 1. 4 本研究が解決しようとする課題

既往の研究例は、薄板軽量形鋼の部材断面を構成する板要素を単純支持板とみなした場合の計算耐力と実部材の最大耐力との対応を検討し、安全側の評価を与えることを示したものであった。一方、実際の部材では、断面が複数の板要素から構成されており（例えば長方形断面部材の場合、2枚の長辺と2枚の短辺の合計4枚の板要素から構成される）、各板要素は側辺部が隣接する別の板要素と連続している。このため板要素の境界条件は必ずしも4辺単純支持とはならず、隣り合う板要素が板側辺部の回転変形を拘束する<sup>1.9),1.16)</sup>。この板要素間に生じる拘束効果が薄板軽量形鋼の弾性局部座屈耐力および最大耐力に与える影響については、いくつかの既往研究があるものの、未だ不明な部分が多い。

Dawe<sup>1.17)</sup>は、圧縮力が作用する長方形断面部材の最大耐力を数値解析で求め、 $(b/t)\sqrt{F}$ （長辺の幅厚比  $b/t$  に素材降伏強度の平方根  $\sqrt{F}$  を乗じた値）が 950 および 1100 の解析ケースで隣り合う板要素間での拘束が部材の最大耐力に影響を及ぼすことを見出した。しかし、その拘束効果に対する定量評価手法を提案するには至っていない。

Mulligan<sup>1.15)</sup>は、リップ付き溝形鋼の短柱圧縮試験から、ウェブ幅に対するフランジ幅の比率が小さくなると、実験結果を計算耐力で除した両者の比率が相対的に大きくなることを示し、ウェブの側辺部がフランジによって拘束されることで断面を構成する板要素は単純支持とは異なる境界条件になることを指摘したものの、板要素間での拘束効果に関する詳細メカニズムの分析には至っていない。

Schafer<sup>1.18)</sup>は、固有値解析で求めた弾性局部座屈耐力から最大耐力を推測する **Direct Strength Method** を開発しており、固有値解析を併用することで拘束効果を考慮した最大耐力の定量評価手法を提唱したと言える。しかし、本評価手法は部材の断面形状から求まる座屈固有値に基づく部材耐力を評価することを目的としており、板要素間での拘束効果に関する分析は行われていない。

以上の通り、隣り合う板要素間での拘束効果が部材の弾性局部座屈耐力および最大耐力に影響を及ぼす可能性は過去の研究においても指摘されており、数値解析を併用した定量評価手法も構築されている。一方で、この拘束効果を陽な数式で評価できる評価式は未だ構築されておらず、数値解析等を併用しない限り、断面を構成する板要素の境界条件を単純支持とみなす不経済な設計が余儀なくされるという課題がある。これらの板同士の拘束効果を簡易な設計式で評価できるようになれば、部材の軽量化(薄肉化)による合理的な部材設計を実現できる可能性がある。またこの拘束効果を加味した合理的な部材設計が可能になれば、部材の薄肉によって施工現場でドリルねじを打設する作業負荷を軽減させる効果や、組立材(2つ以上の形鋼をねじや溶接で組み立てた部材<sup>1.1)</sup>)の断面形状の簡素化して工場での製造効率の向上させる効果など、構造性能のみならず、現場施工性や工場生産性を向上させる副次的な効果も期待できる。従って本論文では、この板要素間での拘束効果に着目し、拘束効果が部材の弾性局部座屈耐力および最大耐力に及ぼす影響を分析すると共に、同効果を加味した簡易な耐力評価技術の構築に取り組んだ。

## 1. 5 本論文の目的と構成

本論文では、閉断面を有する薄板軽量形鋼の局部座屈耐力に隣接する板要素間での拘束効果が及ぼす影響に着目し、長方形や八角形断面を有する部材の軸圧縮実験、有限帯板法による固有値解析、ならびに有限要素法による弾塑性大変形解析の結果より、部材の弾性局部座屈耐力および最大耐力に対して拘束効果が及ぼす影響を明らかにし、板要素間での拘束を加味した局部座屈耐力の定量評価手法を提案する。第1章では研究背景と目的を示し、第2章から第5章では実験および解析に基づく局部座屈挙動の分析に取り組み、第6章では得られた知見を総括している。以下、第2章から第5章での具体的な取り組み概要について示す。

第2章では、最も基本的な断面仕様として、軸圧縮が作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力および最大耐力に関する検討を行う。まず、軸圧縮力が作用する長方形断面部材の固有値解析を行い、隣接する板要素の板幅の違いによって生じる拘束効果が部材の弾性局部座屈耐力に及ぼす影響を定量化し、エネルギー法に基づき弾性局部座屈耐力の評価式を提案する。次に、有限要素解析と短柱圧縮試験を通じて、長方形断面を有する部材の最大耐力に板要素間での拘束効果が及ぼす影響を明らかにし、提案する弾性局部座屈耐力の評価式に基づき、有効幅理論による部材の耐力評価を行い、板要素間での拘束効果が部材の最大耐力に及ぼす影響を明らかにする。

第3章では、曲げと圧縮の複合力が作用する長方形断面部材について、その弾性局部座屈耐力に板要素間での拘束効果が及ぼす影響を明らかにする。曲げおよび曲げ圧縮が作用する長方形断面部材を対象とした座屈固有値解析を実施して、第2章で提案した弾性局部座屈耐力の評価式を基に、軸圧縮、曲げ、曲げ圧縮の3条件を统一的に評価できる耐力評価式を提案する。さらに、曲げ圧縮が作用する長方形断面部材の最大耐力に板要素間での拘束効果が及ぼす影響を有限要素法に基づく大変形解析から明らかにし、第2章の軸圧縮部材と同様に、本論文にて提案する拘束効果を加味した提案式に基づく最大耐力の定量評価手法を提案する。

第4章では、第2章および第3章で構築した耐力評価手法の一般化を目指し、八角形断面を有する部材を対象に、軸圧縮や曲げが作用する八角形断面部材の局部座屈挙動を分析する。まず部材幅が等しい正方形断面および八角形断面部材の座屈固有値解析を行い、部材の断面形状が弾性局部座屈耐力および座屈モードに及ぼす影響を明らかにし、各座屈モードに応じた耐力評価式を第2章の検討結果を参考に提案する。次に、軸圧縮力が作用する八角形断面部材の最大耐力を実験と解析で定量化し、板要素を全て単純支持板とみなした既往設計指針に基づく計算耐力との対応関係を考察する。最後に、曲げが作用する八角形断面部材の弾性局部座屈耐力および最大耐力の定量評価に取り組み、第3章で示した耐力評価式の八角形断面部材への適用方法を示す。

第5章では、第2章から第4章で得られた知見を総括し、本論文が提案する耐力評価法に関する計算フローを示す。また同手法を用いた薄板軽量形鋼部材の試設計検討を通じて、板要素間での拘束効果が、部材の許容圧縮耐力および許容まげモーメントに及ぼす影響を考察する。さらに、薄板軽量形鋼の座屈設計技術に関するさらなる高精度化に向けて、曲げとせん断の複合力が作用する部材の固有値解析結果を示し、その特徴を分析すると共に、今後の課題を述べる。

## [参考文献]

- 1.1) 薄板軽量形鋼造建築物設計の手引き 第2版, 技報堂出版, 2014
- 1.2) 日本建築学会 : 軽鋼構造設計施工指針・同解説, 2002
- 1.3) North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members 2016 Edition, American Iron and Steel Institute, 2016
- 1.4) EN 1993-1-3 : Eurocode 3 – Design of Steel Structures, Part 1-3 : General rules – Supplementary rules for cold-formed members and sheeting, CEN – European committee for standardization, 2006
- 1.5) 河合良道, 近藤誠, 藤内繁明, 佐藤篤史, 小野徹郎 : バーリング孔付き鋼板耐力壁のせん断抵抗メカニズムと水平補剛材の効果, 日本建築学会構造工学論文集, Vol.63B, 2017, 4
- 1.6) Wei-Wen, Yu. Roger, A.L. : Cold-Formed Steel Design fourth edition, John Willy & Sons, Inc., 2010
- 1.7) 半谷公司 : 薄板軽量形鋼のゆがみ座屈性状に関する研究, 博士論文, 三重大学, 2004
- 1.8) 菅野良一 : 薄板軽量形鋼造における座屈設計, 建築技術, pp.125-127, 2013, 8
- 1.9) Timoshenko, S. Gere, J. : Theory of elastic stability. McGraw-Hill, 1961
- 1.10) 日本建築学会 : 座屈設計指針, 2009
- 1.11) von. Kármán, T. Sechler, E.E. and Donnell, L.H. : The Strength of Thin Plate in Compression, Transactions ASME, vol.54, APM 54-5, 1932
- 1.12) Winter, G., : Strength of Thin Steel Compression Flanges, Journal of Structural Engineering, ASCE, pp.527-576, 1946
- 1.13) Lind, N.C., Ravindra, M.K., Schorn, G. : Empirical Effective Width Formula, Proc. of ASCE, ST Div., Vol. 102, No. ST9, pp.1741-1751, 1976
- 1.14) 木村衛, 井上哲郎, 谷口元, 橋村徹, 小松健 : 薄板の座屈後耐力, 日本建築学会構造系論文集, 第 545 号, pp.135-140, 2001, 7
- 1.15) Mulligan, G. P. Pekoz, Teoman : Local buckling interaction in cold-formed columns, Journal of Structural Engineering, ASCE, pp. 604-620, 1987
- 1.16) Bleich, F. : Buckling strength of metal structures. McGraw-Hill, 1952
- 1.17) Dawe, J. L. Elgabry, A. A. Grondin, G. Y. : Local buckling of hollow structural sections, Journal of Structural Engineering, ASCE, pp.1101-1112, 1985
- 1.18) Shafer, B.W. : Designing Cold-Formed Steel Using the Direct Strength Method, 18th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, 2006, 10

**2. 軸圧縮が作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力および最大耐力**

2. 1	はじめに	14
2. 2	軸圧縮が作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力	14
2. 2. 1	有限帯板法による座屈固有値解析	14
2. 2. 2	回転拘束が作用する板要素の座屈係数	16
2. 2. 3	軸圧縮が作用する長方形断面部材の座屈係数の評価	19
2. 3	軸圧縮が作用する長方形断面部材の最大耐力	21
2. 3. 1	有限要素解析の解析モデル概要	21
2. 3. 2	部材および各板要素の最大耐力	23
2. 3. 3	軸圧縮が作用する長方形断面部材の最大耐力の評価	28
2. 4	実部材の断面を想定した解析検討	32
2. 5	短柱圧縮試験による耐力評価手法の検証	34
2. 6	まとめ	37
付録2A	メッシュ分割数の影響	38
付録2B	短柱圧縮試験に用いた長方形断面部材の破壊モード	39

## 2. 軸圧縮が作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力および最大耐力

### 2. 1 はじめに

本章では、長方形断面を有する薄板軽量形鋼の局部座屈耐力に隣り合う板要素同士の拘束効果を与える影響に着目し、有限帯板法および有限要素法による数値解析、ならびに短柱を用いた圧縮試験の結果に基づきその効果を検証し、拘束効果を考慮した弾性局部座屈耐力および最大耐力に対する評価法を提案する。長方形断面は、閉断面かつ2軸対称の断面形状であり、断面のゆがみが発生しにくく、なおかつねじれ剛性が高い断面形状である。このため、部材全体の不安定挙動ではなく、局部座屈によって部材耐力が決定するため、板要素間での拘束効果が部材の局部座屈耐力に及ぼす影響が部材耐力に現れやすい。まず軸圧縮力が作用する部材について、長方形断面を有する部材を対象とした固有値解析を実施し、隣接する板要素の板幅が異なる部材において、板要素間での拘束効果が弾性局部座屈耐力に与える影響を定量化し、エネルギー法に基づき弾性局部座屈耐力の評価式を提案する。次に、有限要素解析で長方形断面およびリップ付き溝形断面を有する部材の最大耐力を求め、先の弾性局部座屈耐力に対する耐力評価式を適用した最大耐力の定量評価を行う。最後に短柱圧縮試験による検証を行い、本検討結果の妥当性を示す。

### 2. 2 軸圧縮が作用する長方形断面を有する部材の弾性局部座屈耐力

長方形断面を有する部材の弾性局部座屈耐力を、有限帯板法による固有値解析で求め、解析結果の定量評価を行う。ここでは、長方形断面部材の弾性局部座屈耐力が、断面内で最も局部座屈に弱い板要素、すなわち最も幅厚比が大きい長辺の板要素の座屈によって決定されると仮定する。長辺の板要素に短辺の板要素からの拘束効果が作用する力学モデルを提案し、エネルギー法に基づき導出した弾性局部座屈耐力の評価式による計算耐力と、固有値解析から得られた長方形断面部材の弾性局部座屈耐力とを比較する。

#### 2. 2. 1 有限帯板法による座屈固有値解析

有限帯板法による数値解析ソフト CU-FSM<sup>2-1)</sup>を用いて長方形断面部材の弾性局部座屈耐力 $\sigma_{cr}$ を計算した。Fig.2.1には解析に用いた部材の断面形状を示す。長辺(long side plate)の幅 $b$ を一定(=100mm)のもと、短辺(short side plate)の幅 $c$ を変化させて(=10~100mm@5mm)、長辺と短辺の比 $c/b$ が部材の弾性局部座屈耐力 $\sigma_{cr}$ に与える影響を調べた。なお、板厚 $t$ は1.6mmである。軸力部材を想定し、断面内に一様な軸圧縮応力を作用させた。材料は鋼材を想定し、簡単のためヤング係数 $E = 200000\text{N/mm}^2$ 、ポアソン比 $\nu = 0.3$ とした。

Fig.2.2には解析結果を示す。縦軸が弾性局部座屈耐力を表し、横軸が $c/b$ (長方形断面の短辺と長辺の辺長比)を表す。プロットは解析で求めた弾性局部座屈耐力 $\sigma_{cr\_FSA}$ であり、破線は Eq.(2.1)で求めた板幅が $b$ の単純支持板の弾性局部座屈耐力 $\sigma_{cr}$ である。なお、 $k$ は板要素の座屈係数であり、4辺単純支持板の場合 $k=4$ である。

$$\sigma_{cr} = k \frac{E\pi^2}{12(1-\nu^2)} \left( \frac{t}{b} \right)^2 \quad (2.1)$$

正方形断面( $c/b = 1.0$ )の場合, 固有値解析から得た  $\sigma_{cr\_FSA}$  と Eq.(2.1)で求めた単純支持板の  $\sigma_{cr}$  は等しくなる. 一方, Eq.(2.1)で計算した  $\sigma_{cr}$  は  $c/b$  によらず一定の値であるのに対して,  $c/b$  が 1 よりも小さくなると固有値解析で求めた  $\sigma_{cr\_FSA}$  は  $c/b$  の減少に伴い大きくなった. 短辺によって長辺の側辺部の回転変形が拘束されたことで, 長辺の板要素を単純支持板とみなした場合よりも弾性局部座屈耐力が大きくなったものとする.

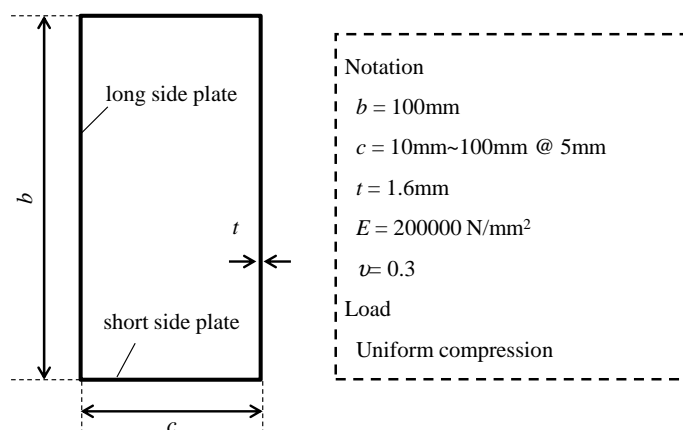


Fig.2.1 Outline of analysis model (Finite Strip Analysis)

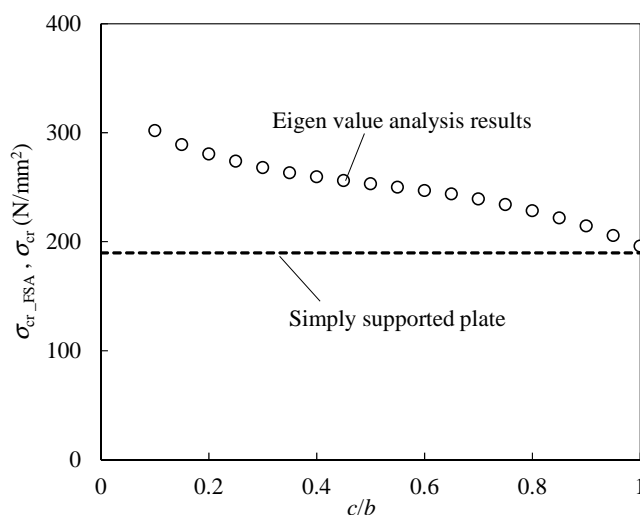


Fig.2.2 Elastic local buckling strength by Eq(1) and eigenvalue analyses

2. 2. 2 回転拘束が作用する板要素の座屈係数

長方形断面部材の弾性局部座屈耐力が長辺の板要素の座屈によって決まると考え、短辺の板要素によって板側辺部の回転変形が拘束される長辺を、板側辺部に連続的な回転ばねを有する板要素(Fig.2.3)とみなすことで、座屈係数をエネルギー法に基づき導出する。一般に、板厚が十分に薄い板のつり合い式は Eq.(2.2)となる<sup>2,2)</sup>。

$$\frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} = - \frac{N_x}{D} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \quad (2.2)$$

ただし  $w$  : 板要素の面外方向変位に関する変位関数

$D$  : 板の曲げ剛性(= $Et^3/12(1-\nu^2)$ )

$N_x$  : 板要素の単位幅あたりに作用する  $x$  軸方向圧縮力

回転ばねが無い単純支持板の場合、境界条件は  $y=\pm b/2$  で  $w=0$  かつ  $\partial^2 w/\partial x^2 = 0$  であるから、板の変位関数は Eq.(2.3)となる。なお、 $\lambda$ は材軸方向( $x$  方向)の座屈半波長である。

$$w = A \cos\left(\frac{\pi}{b} y\right) \sin\left(\frac{\pi}{\lambda} x\right) \quad (2.3)$$

ただし  $\lambda$  : 材軸方向の局部座屈半波長

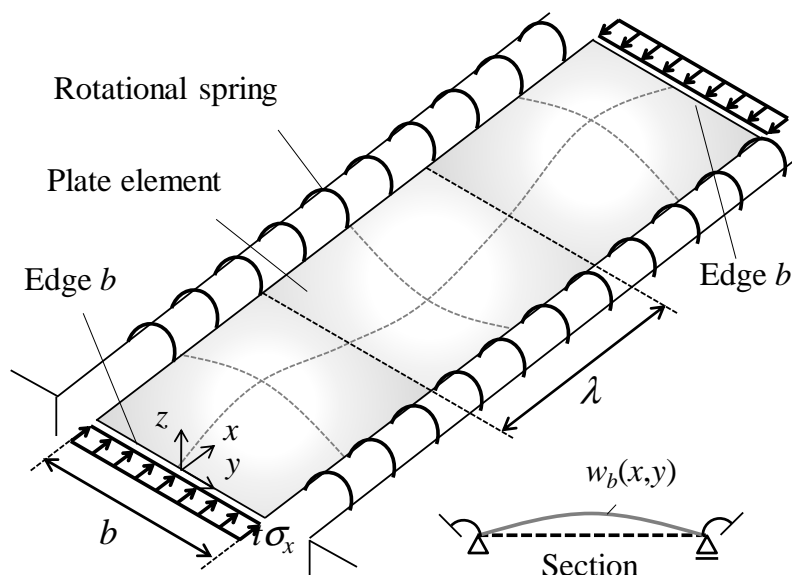


Fig.2.3 Plate element with rotational spring at longitudinal edges

一方、側辺部の回転ばねによる拘束効果を考慮する場合、変位関数が  $x$  方向に三角関数形状( $w=f(y)\sin(\pi x/\lambda)$ )になると仮定すれば、Eq.(2.2)は  $y$  の常微分方程式として解ける<sup>2.2)</sup>。ここに、回転ばねによって板側辺部に作用するモーメントが  $\sin$  関数形状に分布すると仮定すれば、 $y=\pm b/2$  の側辺部に作用する  $x$  軸周りのモーメントは  $x$  の関数として  $M_0\sin(\pi x/\lambda)$  となる(なお、 $M_0$  は側辺部に発生するモーメントの最大値)。したがって、側辺部に回転拘束が作用する板要素の境界条件は Eq.(2.4) になる。

$$y=\pm b/2 \text{ において } \begin{cases} w=0 \\ \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} = \frac{M_0}{D} \sin\left(\frac{\pi}{\lambda} x\right) \end{cases} \quad (2.4)$$

ただし  $M_0$  : 板側辺部に作用する曲げモーメントの最大値

以上から、Eq.(2.2)の微分方程式を Eq.(2.4)の境界条件で解くことで、軸力  $N_x$  と面外変形  $w$  の関係を Eq.(2.5)の通り得ることができる。

$$w = \frac{M_0}{D} \frac{b^2}{(\alpha^2 + \beta^2)\pi^2} \left( \frac{\cos\left(\frac{\beta\pi}{b} y\right) \cosh\left(\frac{\alpha\pi}{b} y\right)}{\cos\left(\frac{\beta\pi}{2}\right) \cosh\left(\frac{\alpha\pi}{2}\right)} \right) \sin\left(\frac{\pi}{\lambda} x\right) \quad (2.5)$$

$$\begin{aligned} \text{ただし} \quad \alpha &: \sqrt{\frac{b}{\lambda}} \sqrt{\frac{b}{\lambda} + \sqrt{k}} \\ \beta &: \sqrt{\frac{b}{\lambda}} \sqrt{-\frac{b}{\lambda} + \sqrt{k}} \\ k &: \frac{N_x}{D} \left(\frac{b}{t}\right)^2 \end{aligned}$$

両側辺のばねの回転剛性が十分に大きく固定端支持とみなせる場合、Eq.(2.5)は  $k=6.98$ ,  $\lambda/b=0.66$  となり<sup>2.3)</sup>、Eq.(2.5)に  $\alpha=2.49$ ,  $\beta=1.31$  を代入した値が、両側辺を固定支持された板要素の変位関数になる。そこで本論文では、側辺部の回転変形を弾性的に拘束された板の変位関数が単純支持板の変位関数と固定支持板の変位関数の線形和で近似できると仮定し、その配分比率を  $\gamma$  として板要素の面外変形に関する変位関数  $w_1$  を Eq.(2.6)で定式化した。  $\gamma=1$  の時に単純支持条件、  $\gamma=0$  の時に固定端支持条件となる。なお、 $A$  は  $z$  方向への面外変形の大きさを表す未定係数である。

$$w_1 = A \left\{ \gamma \cos\left(\frac{\pi}{b} y\right) + \frac{(1-\gamma) \left( \cosh\left(\frac{\alpha\pi}{2}\right) \cos\left(\frac{\beta\pi y}{b}\right) - \cos\left(\frac{\beta\pi}{2}\right) \cosh\left(\frac{\alpha\pi y}{b}\right) \right)}{\cosh\left(\frac{\alpha\pi}{2}\right) - \cos\left(\frac{\beta\pi}{2}\right)} \right\} \sin\left(\frac{\pi}{\lambda} x\right) \quad (2.6)$$

ただし、 $k=6.98$  ,  $\lambda/b=0.66$  ,  $0 \leq \gamma \leq 1$

板の座屈条件式は、保存される内部エネルギーの増分 $\Delta U$ と外力ポテンシャルの変化量 $\Delta T$ が等しい( $\Delta U = \Delta T$ )として求まる<sup>2,2)</sup>。側辺部の回転変形が拘束される場合、内部に保存されるエネルギーの増分 $\Delta U$ は側辺部の回転ばねに保存されるエネルギーの増分 $\Delta U_s$ と板のひずみエネルギーの増分 $\Delta U_\varepsilon$ の和になると考え( $\Delta U = \Delta U_s + \Delta U_\varepsilon$ )、板の弾性座屈耐力式を以下の通り求めた。

$$\sigma_{cr} = \frac{f_{\Delta U_\varepsilon}(b/\lambda) + f_{\Delta U_s}(b/\lambda)}{f_{\Delta T}(b/\lambda)} \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2 \quad (2.7)$$

ただし、

$$f_{\Delta U_s}\left(\frac{b}{\lambda}\right) = (1-\gamma)\gamma \frac{\lambda}{2b} \frac{\cosh(\alpha\pi/2)\cos(\beta\pi/2)}{\cos(\beta\pi/2) - \cosh(\alpha\pi/2)} \{(\beta\pi)^2 + (\alpha\pi)^2\} \frac{1}{\pi}$$

$$\begin{aligned} f_{\Delta U_\varepsilon}\left(\frac{b}{\lambda}\right) = & \frac{\pi^2 \lambda}{8b} \left[ \left(\frac{b^2}{\lambda^2} + 1\right) \gamma^2 + \right. \\ & \left. \left\{ \frac{1-\gamma}{\cosh(\alpha\pi/2) - \cos(\beta\pi/2)} \right\}^2 \left(\frac{b^2}{\lambda^2} + \beta^2\right)^2 \left(\frac{\sin(\beta\pi)}{\beta\pi} + 1\right) \cosh^2\left(\frac{\alpha\pi}{2}\right) + \right. \\ & \left. \left\{ \frac{1-\gamma}{\cosh(\alpha\pi/2) - \cos(\beta\pi/2)} \right\}^2 \left(\frac{b^2}{\lambda^2} - \alpha^2\right)^2 \left(\frac{\sinh(\alpha\pi)}{\alpha\pi} + 1\right) \cos^2\left(\frac{\beta\pi}{2}\right) - \right. \\ & \left. \left\{ \frac{(1-\gamma)\gamma}{\cosh(\alpha\pi/2) - \cos(\beta\pi/2)} \right\} \left(\frac{b^2}{\lambda^2} + 1\right) \frac{8 \cosh(\alpha\pi/2)\cos(\beta\pi/2)}{\pi} \right. \\ & \left. \left. \left\{ \left(\frac{b^2}{\lambda^2} + \beta^2\right) \frac{1}{\beta^2 - 1} + \left(\frac{b^2}{\lambda^2} - \alpha^2\right) \frac{1}{\alpha^2 + 1} \right\} \right] \right. \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} f_{\Delta T}\left(\frac{b}{\lambda}\right) = & \frac{\pi^2}{8} \frac{b}{\lambda} \left[ \gamma^2 + \left\{ \frac{1-\gamma}{\cosh(\alpha\pi/2) - \cos(\beta\pi/2)} \right\}^2 \right. \\ & \left. \left\{ \left(\frac{\sin(\beta\pi)}{\beta\pi} + 1\right) \cosh^2\left(\frac{\alpha\pi}{2}\right) + \left(\frac{\sinh(\alpha\pi)}{\alpha\pi} + 1\right) \cos^2\left(\frac{\beta\pi}{2}\right) \right\} - \right. \\ & \left. 2\gamma \left\{ \frac{1-\gamma}{\cosh(\alpha\pi/2) - \cos(\beta\pi/2)} \right\} \cosh\left(\frac{\alpha\pi}{2}\right) \cos\left(\frac{\beta\pi}{2}\right) \left(\frac{1}{\beta^2 - 1} + \frac{1}{\alpha^2 + 1}\right) \frac{4}{\pi} \right] \end{aligned}$$

Eq.(2.7)から、 $\gamma$ に対して $\sigma_{cr}$ が最小となる $b/\lambda$ を与えれば、拘束効果を考慮した $\sigma_{cr}$ および $k$ が求まる。Fig. 2.4には、 $k$ と $\gamma$ の関係を示す。実線がEq.(2.7)で求めた結果を表し、破線がEq.(2.8)の線形近似値である。図から、 $k$ の値は $\gamma$ の増加と共に6.98から4へ漸減すること、またEq.(2.8)に示す $\gamma$ の1次関数で安全側に評価できることが分かった。

$$k = 4\gamma + 6.98(1-\gamma) \quad (2.8)$$

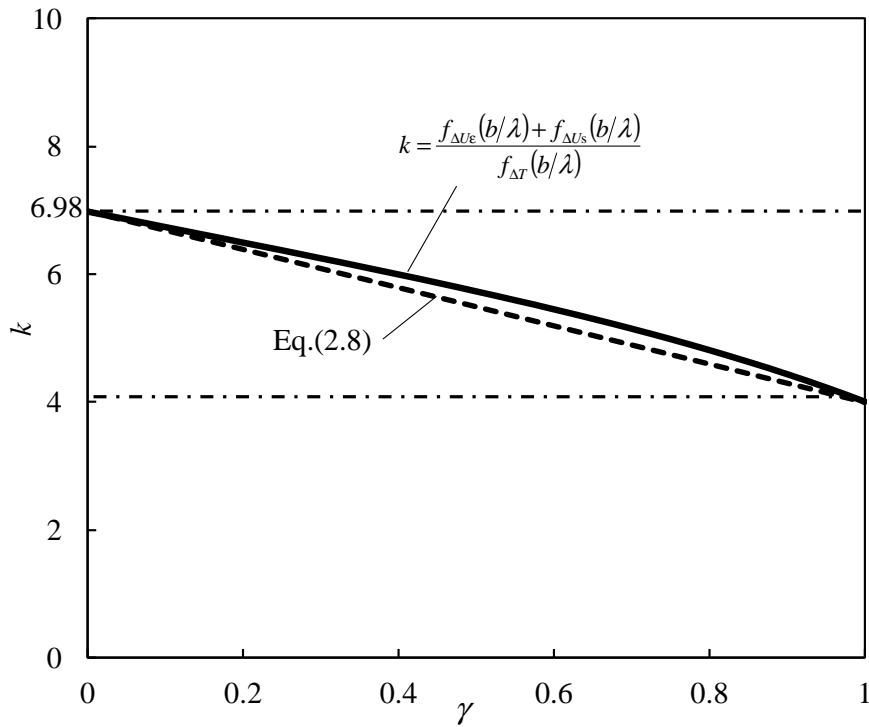


Fig.2.4 Relationship between buckling coefficient and suggested value  $\gamma$

### 2. 2. 3 軸圧縮が作用する長方形断面部材の座屈係数の評価

前節の Eq.(2.8)に示した  $\gamma$  と  $k$  の関係式を用いて長方形断面部材の弾性局部座屈耐力を評価するには、断面形状と  $\gamma$  の関係を別途定式化する必要がある。長方形断面の場合、長辺の板要素と短辺の板要素とが連続体としての境界条件を満足していることから、短辺の板側辺部における回転角  $\partial w_s / \partial y$  (短辺の板要素の面外変位  $w_s$  を板幅方向に微分した値) と長辺の板要素の側辺部における回転角  $\partial w_l / \partial y$  (長辺の板要素の面外変位  $w_l$  を板幅方向に微分した値) とが等しくなる。この側辺部の回転角に関する境界条件から、短辺の板要素の面外方向変位に関する変位関数  $w_s$  は以下の通り書ける。なお、 $\alpha_s$ 、 $\beta_s$  は Eq.(2.5) を短辺の板要素に適用した場合の  $\alpha$ 、 $\beta$  である。

$$w_s = A\gamma \frac{c}{b} \frac{\left\{ \cos\left(\frac{\beta_s \pi}{2}\right) \cosh\left(\frac{\alpha_s \pi}{c} y\right) - \cosh\left(\frac{\alpha_s \pi}{2}\right) \cos\left(\frac{\beta_s \pi}{c} y\right) \right\} \sin\left(\frac{\pi}{\lambda} x\right)}{\beta_s \sin\left(\frac{\beta_s \pi}{2}\right) \cosh\left(\frac{\alpha_s \pi}{2}\right) + \alpha \cos\left(\frac{\beta_s \pi}{2}\right) \sinh\left(\frac{\alpha_s \pi}{2}\right)} \quad (2.9)$$

長辺と短辺は、板幅が異なるものの、板厚は等しいため、単位幅あたりの板の曲げ剛性はともに  $D$  となる。従って板要素同士が接続する板側辺部でのモーメントのつり合いを考えた場合、板側辺部では  $\partial^2 w_l / \partial y^2 = \partial^2 w_s / \partial y^2$  が成り立つ。また Eq.(2.7),(2.8) より、一つの  $\gamma$  に対して  $k$  および  $b/\lambda$  が一つの値に定まるため、 $b/\lambda$  は  $\gamma$  の関数として  $b/\lambda = g(\gamma)$  と書ける。従って、 $\alpha_s$ 、 $\beta_s$  に  $\lambda = b/g(\gamma)$  を代入すると  $\alpha_s = c/b\sqrt{g(\gamma)}\sqrt{g(\gamma)+\sqrt{k}}$ 、 $\beta_s = c/b\sqrt{g(\gamma)}\sqrt{-g(\gamma)+\sqrt{k}}$  となり、 $k$  が  $\gamma$  の関数である(Eq.(2.6))ことを考慮すれば、 $\partial^2 w_s / \partial y^2 = \partial^2 w_c / \partial y^2$  は2つの変数( $\gamma$  と  $c/b$ )の関係を表す等式になると分かる。これは、

長方形断面部材の断面形状と $\gamma$ の関係が、 $c/b$ と $\gamma$ の関係として表現できることを意味する。

以上の考察をふまえ、 $c/b$ と $\gamma$ の関係を収斂計算で求めれば、 $0 \leq \gamma \leq 1$ の範囲で $\partial^2 w_b / \partial y^2 = \partial^2 w_c / \partial y^2$ を満足する $c/b$ と $\gamma$ の関係は、Fig. 2.5の実線となる。 $c/b$ と $\gamma$ は非線形的な曲線形状となるものの、 $c/b$ の増加に伴い $\gamma$ もまた増加することが分かった。Fig.2.4に示す通り、 $\gamma$ の増加と共に座屈係数 $k$ は減少することから、Fig.2.6の実線に対して $\gamma$ を同等以上の値として評価すれば、 $c/b$ と $\gamma$ の関係を安全側に評価できる。そこで本論文では、 $(c/b, \gamma)=(0,0)$ および $(1,1)$ を通り、なおかつFig.2.5に示す実線に接する2直線を用いて $c/b$ と $\gamma$ の関係をEq.(2.10.a), (2.10.b)の通り近似した。

$$0 < c/b \leq 0.1 \text{ の場合} \quad \gamma = 4.6 \frac{c}{b} \quad (2.10.a)$$

$$0.1 < c/b \leq 1 \text{ の場合} \quad \gamma = 0.4 + 0.6 \frac{c}{b} \quad (2.10.b)$$

Fig.2.6には、座屈係数( $k$ および $k_{FSA}$ )と $c/b$ の関係を示す。プロットは、固有値解析の結果から逆算した座屈係数 $k_{FSA}$ である。破線は、Eq.(2.8), (2.10.a), (2.10.b)を用いて計算した座屈係数 $k$ である。縦軸が座屈係数を表し、横軸が $c/b$ を表す。図から、提案する弾性座屈耐力の評価式で解析結果を精度良く安全側に評価できることが分かった。

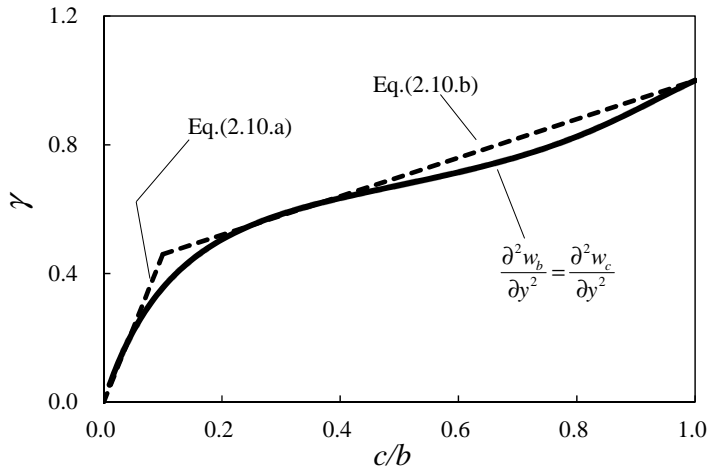


Fig.2.5 Suggested value  $\gamma$  versus ratio of short side width to long side width

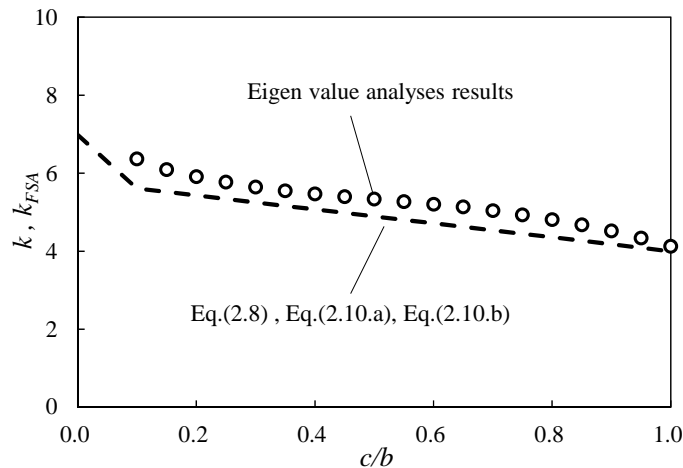


Fig.2.6 Evaluation results of buckling coefficient

### 2. 3 軸圧縮が作用する長方形断面部材の最大耐力

有限要素法による弾塑性大変形解析から長方形断面部材の最大耐力を計算し、短辺の板要素から長辺の板要素への拘束効果が部材および部材断面を構成する各板要素の最大耐力に及ぼす影響を分析した。本解析では、長辺と短辺の比率および板厚をパラメータとした数値解析を通じて、断面形状と板厚の変化が、各板要素ならびに部材の最大耐力に与える影響を明らかにする共に、Eq.(2.8), (2.10.a), (2.10.b) を用いて拘束効果を考慮した最大耐力の評価を試みる。

#### 2. 3. 1 有限要素解析の解析モデル概要

有限要素法による数値解析ソフト MARC を用いて長方形断面部材の最大耐力を評価した。Fig.2.7 には解析モデルの概要を示す。モデルは、4 節点シェル要素を用いた有限要素解析モデルである。ソルバーには汎用の FEM 解析ソフト(Marc2014r1)を使用した。解析モデルは、部材長さ 300mm, 長辺の板幅 100mm の閉断面形状を有する。板厚は  $t=0.8\text{mm}$ ,  $1.2\text{mm}$ ,  $1.6\text{mm}$ ,  $2.4\text{mm}$  の 4 通りである。Fig.2.8 には  $\alpha_{cr}/\sigma_y$  (板の弾性局部座屈耐力を降伏強度で除した値),  $\rho$  (板要素の有効幅と実板幅の比率を表す係数), および長辺の板要素を単純支持板とみなした場合の  $\alpha_{cr}/\sigma_y$  と  $\lambda$  の関係を示す。細実線が弾性局部座屈耐力を表し、太実線が座屈後耐力を表し、プロットが長辺の板要素を表す。

$$\lambda \geq 0.673 \text{ の場合} \quad \rho = \frac{1 - 0.22/\lambda}{\lambda} \quad (2.11.a)$$

$$\lambda < 0.673 \text{ の場合} \quad \rho = 1 \quad (2.11.b)$$

ただし

$$\lambda = \sqrt{\frac{\sigma_y}{\sigma_{cr}}} \quad (2.12)$$

$t=0.8\text{mm}$ ,  $1.2\text{mm}$  の解析モデルは長辺の板要素を単純支持板とみなした場合に Eq.(2.11.a), (2.11.b)から求まる最大耐力が弾性局部座屈耐力よりも高く、弾性局部座屈後の座屈後耐力の発揮が期待できる断面仕様である。 $t=1.6\text{mm}$  の解析モデルは長辺の板要素を単純支持板とみなした場合に弾性局部座屈耐力と Eq.(2.11.a), (2.11.b)から求まる最大耐力が概ね等しくなる断面仕様である。 $t=2.4\text{mm}$  の解析モデルは長辺の板要素を単純支持板とみなした場合に弾性局部座屈耐力が式から求まる最大耐力よりも大きくなる断面仕様であり、非弾性座屈によって最大耐力が決定する部材である。解析モデルの作成にあたっては、各モデルとも、長辺の板要素を板幅方向へ 40 分割し、短辺の板要素を板幅に合わせて 20~40 分割した。また、材軸方向には長辺の板要素、短辺の板要素ともに 150 分割し、シェル要素が極端な長方形形状とならないように配慮した。分割数の違いが座屈後耐力に及ぼす影響については、付録 2A に記載する。部材の両端は図心位置と端部の節点を剛体要素で剛接し、材端での局所変形を防止した。境界条件は、下端部を固定端( $x,y,z$  方向変位: 固定,  $R_x,R_y,R_z$  回転: 固定)とし、上端部を  $z$  方向変形のみ自由( $x,y$  方向変位: 固定,  $R_x,R_y,R_z$  回転: 固定)とした。载荷は、上端部に  $z$  方向への強制変位を与え、軸圧縮力を作用させた。形状初期不整は、既往の文献<sup>2.5),2.6)</sup>を参考に、座屈固有値解析で求めた変形モードに基づき、最大変形

量が板厚の 10%になるように与えた。なお、本解析が対象とする冷間成形部材では、角部近傍において冷間加工に伴う残留応力の発生やひずみ硬化による降伏強度の上昇が想定される。一方、薄板部材の有限要素解析においては、例えば Schafer<sup>2.6)</sup>が示す通り、残留応力によって角部が早期に降伏する影響は冷間成形によって角部の降伏強度が上昇する効果と相殺されると仮定し、両者の影響を無視する手法が広く用いられている。ゆえに本解析モデルにおいても同様な仮定に基づき、曲げ加工部の残留応力ならびにひずみ硬化の影響は考慮しないこととした。Fig.2.7 には解析で使用した鋼材の応力度-ひずみ度関係も併せて示す。素材の応力度-ひずみ度関係は、JIS 規格の Z2241 に基づき行った材料引張試験の結果をもとに、ひずみが 1%以下の領域の応力度-ひずみ度曲線をマルチリニアでモデル化した。降伏条件には von Mises の降伏条件を使用し、関連流れ則および等方硬化則に基づき材料特性をモデル化している。なお、ひずみが 1%よりも大きい領域では素材強度を一定とし、ひずみ硬化による影響は無視した。

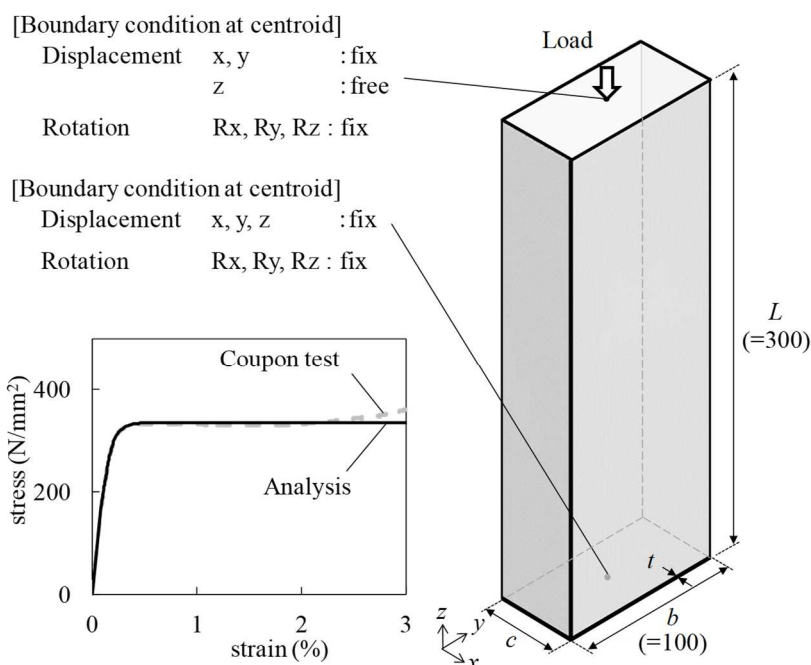


Fig.2.7 Outline of analysis model (Finite Element Analysis)

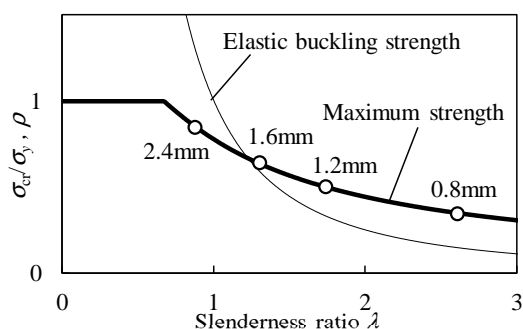


Fig.2.8 Slenderness ratio of long side plate

Table 2.1 Material properties from coupon test

Thickness (mm)	Yield stress (0.1% offset) (N/mm <sup>2</sup> )	Tensile strength (N/mm <sup>2</sup> )	Yield ratio (%)	Elongation (%)
0.813	315	439	75.1	33

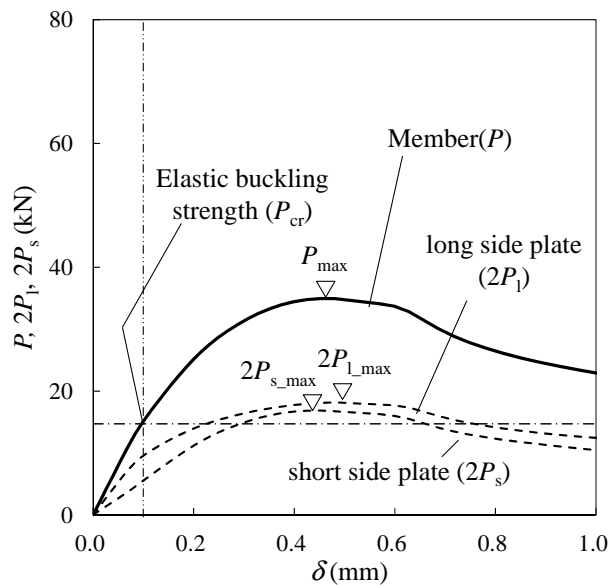
## 2. 3. 2 部材および各板要素の最大耐力

Fig.2.9(a),(b)には、解析結果の代表例として、 $c/b = 0.5$  の部材について  $t = 0.8\text{mm}$  および  $2.4\text{mm}$  の解析で得られた部材および部材断面を構成する各板要素の荷重変形関係を示す。黒色実線が  $P$  (部材に作用する軸圧縮力)と  $\delta$  (部材軸方向の変位) の関係を表し、破線が  $2P_l$ ,  $2P_s$  ( $P_l$ : 幅の大きい板要素 1 枚あたりが負担する軸力,  $P_s$ : 幅の小さい板要素 1 枚あたりが負担する軸力)と  $\delta$  (解析モデル上端部の図心位置における  $z$  方向変位)の関係を表している。図中の  $\nabla$  は  $P$ ,  $P_l$ ,  $P_s$  がそれぞれ  $P_{\max}$ ,  $P_{l_{\max}}$ ,  $P_{s_{\max}}$  ( $P_{\max}$ : 部材の最大耐力,  $P_{l_{\max}}$ : 長辺が負担する軸圧縮力の最大値,  $P_{s_{\max}}$ : 短辺が負担する軸圧縮力の最大値)に達した点を表している。一点鎖線は固有値解析で求めた部材の弾性局部座屈耐力であり、Fig.2.9(a)中の二点鎖線は部材耐力  $P$  が弾性局部座屈耐力に至った際の変位  $\delta_r$  を表している。

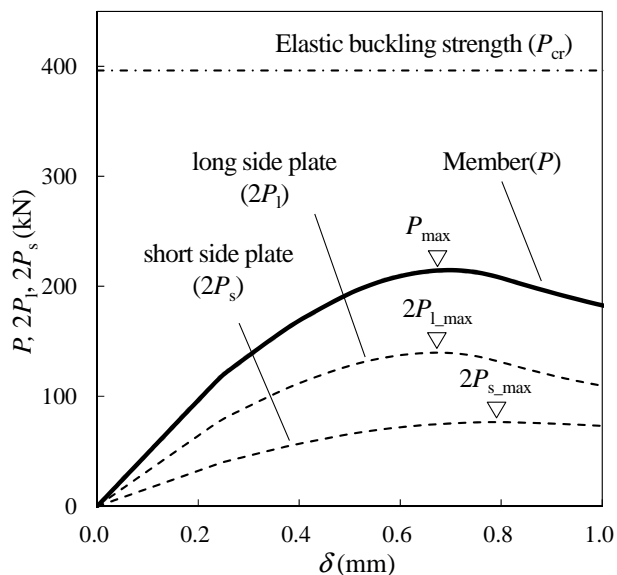
両解析結果とも、荷重初期の段階で線形的な荷重変形関係を示したのち徐々に剛性が低下し、最大耐力に達して耐力低下に至った。Fig.2.9(c)には、最大耐力時の変形モードの例として、 $c/b=0.5$ ,  $t=2.4\text{mm}$  の解析において部材耐力が最大耐力に達した時点(Fig.2.9(b)の  $P_{\max}$ )で長辺の板要素の面外変形が最も大きくなった断面位置での変形モードを示す。本検討に用いた部材の破壊モードは、板要素の角部が  $x$  方向及び  $y$  方向へ殆ど変形せず、なお且つ長辺の板要素と短辺の板要素が凹凸に面外方向へ変形する局部座屈のモードであった。

Fig.2.9(a)には、部材が弾性座屈耐力に至ったときの変軸方向変位  $\delta_r$  を二点鎖線で示す。 $t=0.8\text{mm}$  の解析では、部材が弾性局部座屈耐力に至った  $\delta_r$  近傍において、部材の荷重変形曲線および長辺の板要素の荷重変形曲線において緩やかな剛性低下が確認できる。弾性局部座屈の発生に伴い板要素内での応力再配分が行われ、板幅の大きい長辺の板要素の圧縮剛性が低下したものと考えられる。その後さらに変形が進むと、長辺の板要素よりも短辺の板要素が先に最大耐力  $P_{s_{\max}}$  に達した。弾性局部座屈を生じてから最大耐力に至る部材では、弾性局部座屈の影響により長辺板要素の圧縮剛性が大幅に低下する。この場合、断面内を構成する板要素が最大耐力に達するときの  $\delta$  は板幅の最も大きい板要素が最も小さいとは限らず、本解析においても、板幅の小さい短辺の板要素が先に最大耐力に達する結果になった。

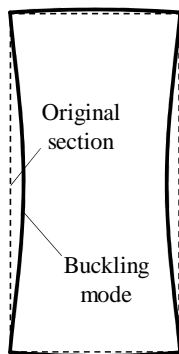
$t=2.4\text{mm}$  の解析では、 $\delta$  の増加に伴う緩やかな剛性低下が生じたものの、 $t=0.8\text{mm}$  の解析で観察されたような長辺の板要素のみが剛性を低下する傾向は確認できず、長辺の板要素と短辺の板要素の双方の剛性が徐々に低下している。 $\delta$  の増加に伴い発生応力が弾性限界を超えたことで、徐々に剛性が低下したものと考えられる。さらに  $\delta$  が大きくなると、長辺の板要素が先に最大耐力に達して耐力低下に至った。



(a)  $c/b = 0.5$   $t = 0.8\text{mm}$



(b)  $c/b = 0.5$   $t = 2.4\text{mm}$



(c) Buckle mode

Fig.2.9 Load-deformation relationship and buckle mode

Table 2.2 には部材の  $P_{\max}$  と各板要素の最大耐力を足し合わせた値( $=2P_{l_{\max}}+2P_{s_{\max}}$ )を示す. 表から, 部材の最大耐力と各板要素の最大耐力を累加した値の差は最大で 3%と小さいと分かる. 薄板軽量形鋼の断面を構成する各板要素の負担軸力は, 最大耐力の前後で急激に変化する訳ではない<sup>2,7)</sup>. Fig.9 に示す解析例においても, 一方の板要素が先に最大耐力に達した際に, 他方の板要素の負担耐力は最大耐力とほぼ同等の耐力に達していた. 軸圧縮が作用する長方形断面部材では, 断面を構成する板要素は必ずしも同時に最大耐力に達するわけではないものの, 本検討に用いた断面仕様の部材については, 部材の座屈後耐力および非弾性座屈耐力を, 断面を構成する各板要素の弾塑性座屈耐力の足し合わせとして評価できると言える.

Table2.2 Maximum strength of plate elements and rectangular

		<i>c/b</i>									
		0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0
<i>t</i> =0.8mm	$P_{l_{\max}}$	10.9	10.4	9.9	9.8	9.1	9.1	9.2	9.3	9.3	9.1
	$P_{s_{\max}}$	2.5	4.7	6.9	8.0	8.4	8.4	8.5	8.7	8.9	9.1
	$2(P_{l_{\max}}+P_{s_{\max}})$	26.6	30.2	33.7	35.5	35.0	35.0	35.4	35.9	36.3	36.5
	$P_{\max}$	25.8	30.1	33.6	35.5	35.0	34.9	35.4	35.9	36.3	36.7
	$P_{\max}/2(P_{l_{\max}}+P_{s_{\max}})$	<b>0.97</b>	<b>1.00</b>	<b>1.00</b>	<b>1.00</b>	<b>1.00</b>	<b>1.00</b>	<b>1.00</b>	<b>1.00</b>	<b>1.00</b>	<b>1.00</b>
<i>t</i> =1.2mm	$P_{l_{\max}}$	21.5	20.8	20.8	20.4	19.6	18.9	18.5	18.4	18.4	18.3
	$P_{s_{\max}}$	3.8	7.3	10.7	13.8	16.0	16.9	17.2	17.4	17.8	18.3
	$2(P_{l_{\max}}+P_{s_{\max}})$	50.4	56.3	63.1	68.3	71.3	71.6	71.4	71.7	72.3	73.2
	$P_{\max}$	49.1	55.3	62.7	68.1	71.2	71.6	71.3	71.6	72.3	73.1
	$P_{\max}/2(P_{l_{\max}}+P_{s_{\max}})$	<b>0.97</b>	<b>0.98</b>	<b>0.99</b>	<b>1.00</b>	<b>1.00</b>	<b>1.00</b>	<b>1.00</b>	<b>1.00</b>	<b>1.00</b>	<b>1.00</b>
<i>t</i> =1.6mm	$P_{l_{\max}}$	35.7	34.7	34.7	34.1	33.5	32.8	31.9	30.9	30.4	30.1
	$P_{s_{\max}}$	5.2	9.8	14.5	19.0	23.1	26.2	28.3	29.2	29.6	30.1
	$2(P_{l_{\max}}+P_{s_{\max}})$	81.8	89.0	98.3	106.2	113.2	118.0	120.2	120.3	120.1	120.5
	$P_{\max}$	79.6	86.9	96.7	105.0	112.3	117.5	119.9	120.3	120.1	120.5
	$P_{\max}/2(P_{l_{\max}}+P_{s_{\max}})$	<b>0.97</b>	<b>0.98</b>	<b>0.98</b>	<b>0.99</b>	<b>0.99</b>	<b>1.00</b>	<b>1.00</b>	<b>1.00</b>	<b>1.00</b>	<b>1.00</b>
<i>t</i> =2.4mm	$P_{l_{\max}}$	71.6	71.2	70.8	70.2	69.8	69.3	68.7	67.8	66.4	64.7
	$P_{s_{\max}}$	7.3	14.4	22.4	30.5	38.3	45.6	52.4	58.2	62.6	65.0
	$2(P_{l_{\max}}+P_{s_{\max}})$	157.6	171.3	186.4	201.6	216.3	230.0	242.2	252.0	258.0	259.5
	$P_{\max}$	157.6	171.3	185.5	200.4	214.6	228.1	240.8	250.9	257.4	259.5
	$P_{\max}/2(P_{l_{\max}}+P_{s_{\max}})$	<b>1.00</b>	<b>1.00</b>	<b>1.00</b>	<b>0.99</b>	<b>0.99</b>	<b>0.99</b>	<b>0.99</b>	<b>1.00</b>	<b>1.00</b>	<b>1.00</b>

Fig.2.10 には、白抜プロット( $\Delta$ )で  $P_{l\_max}/P_{sq\_max}$ (長辺の板要素の最大耐力  $P_{l\_max}$  を正方形断面部材 ( $b=c=100\text{mm}$ )の板要素 1 枚が負担する最大耐力  $P_{sq\_max}$  で除した値)と  $c/b$  の関係を示し、黒塗プロット ( $\blacktriangle$ ) で  $P_{s\_max}/P_{sq\_max}$ (短辺の板要素の最大耐力  $P_{s\_max}$  を  $P_{sq\_max}$  で除した値)と  $c/b$  の関係を示す。  $c/b=1.0$  の正方形断面の場合、  $P_{l\_max}/P_{sq\_max}=P_{s\_max}/P_{sq\_max}=1.0$  である。

長辺の板要素では、  $t=0.8\text{mm}$  の解析において、  $c/b=0.5 \sim 1.0$  の範囲で  $P_{l\_max}/P_{sq\_max}$  は  $c/b$  によらず概ね等しい値となり、  $c/b=0.1 \sim 0.5$  の範囲で  $c/b$  の減少に伴い  $P_{l\_max}/P_{sq\_max}$  が増加する傾向を示した。また  $t=1.2\text{mm}$  の解析においては、  $c/b=0.7 \sim 1.0$  の範囲で  $P_{l\_max}/P_{sq\_max}$  は概ね等しい値となり、  $c/b=0.1 \sim 0.7$  の範囲では  $P_{l\_max}/P_{sq\_max}$  が  $c/b$  の減少とともに増加した。  $t=1.6\text{mm}$  および  $2.4\text{mm}$  の解析においては、  $c/b=0.1 \sim 1.0$  の全域で  $c/b$  の減少に伴い  $P_{l\_max}/P_{sq\_max}$  が増加した。前章に示した通り、隣り合う板要素の板幅が異なる長方形断面部材では、板幅の大きい長辺の板要素の側辺部における回転変形が板幅の小さい短辺の板要素によって拘束される。  $c/b=1.0$  の場合、断面を構成する各板要素の境界条件は単純支持と等しくなるのに対して、  $c/b$  が  $0.9$  以下の場合、長辺の板要素には短辺の板要素からの拘束効果が作用したことで、同じ板幅の板要素であっても  $c/b$  の減少とともに  $P_{l\_max}/P_{sq\_max}$  が増加した。

短辺の板要素では、  $t=0.8\text{mm}$  の解析において、  $c/b=0.5 \sim 1.0$  の範囲で  $c/b$  の減少とともに  $P_{s\_max}/P_{sq\_max}$  が緩やかに減少する傾向を示し、  $c/b=0.1 \sim 0.5$  の範囲で  $c/b$  の減少に伴う  $P_{s\_max}/P_{sq\_max}$  の減少が顕著になった。  $t=0.8\text{mm}$  から板厚が厚くなると、  $P_{s\_max}/P_{sq\_max}$  と  $c/b$  の関係は徐々に直線状の分布に近づき、  $t=2.4\text{mm}$  の解析では  $P_{s\_max}/P_{sq\_max}$  の変化が  $c/b$  の変化に概ね比例する傾向を示した。板厚が薄い  $t=0.8\text{mm}$  の場合、  $c/b=0.5 \sim 1.0$  の部材は短辺の板要素は、弾性局部座屈後の座屈後耐力の発揮が期待される幅厚比を有する。既往の有効幅理論に関する研究例が示す通り<sup>2.8)~2.10)</sup>、座屈後耐力の発揮が期待される板要素では、板幅の違いが板要素の最大耐力に及ぼす影響は少ない。このため短辺の板要素の板幅が大きい場合には、  $c/b$  の変化が  $P_{c\_max}/P_{sq\_max}$  に及ぼす影響が少なかった。対して、  $t=2.4\text{mm}$  の解析や  $c/b$  が小さい断面仕様の場合では、板要素の幅厚比が小さくなったことで板幅の変化が  $P_{s\_max}/P_{sq\_max}$  に及ぼす影響が大きくなり、断面積の減少と共に板要素の最大耐力が減少した。

$P_{s\_max}/P_{sq\_max}$  と  $P_{l\_max}/P_{sq\_max}$  を比較すると、総じて  $P_{s\_max}/P_{sq\_max}$  が  $P_{l\_max}/P_{sq\_max}$  よりも小さい値となる傾向を示したものの、例えば  $t=0.8$  のように板厚の薄い部材では、  $c/b \geq 0.5$  の解析で  $P_{l\_max}/P_{sq\_max}$  と  $P_{s\_max}/P_{sq\_max}$  が近い値になった。長辺・短辺の板要素ともに幅厚比の大きい断面仕様では、長辺の板要素と短辺の板要素が双方とも座屈後耐力に至るため、板幅の差異が  $P_{b\_max}$  および  $P_{c\_max}$  に及ぼす影響が少なかったと考える。

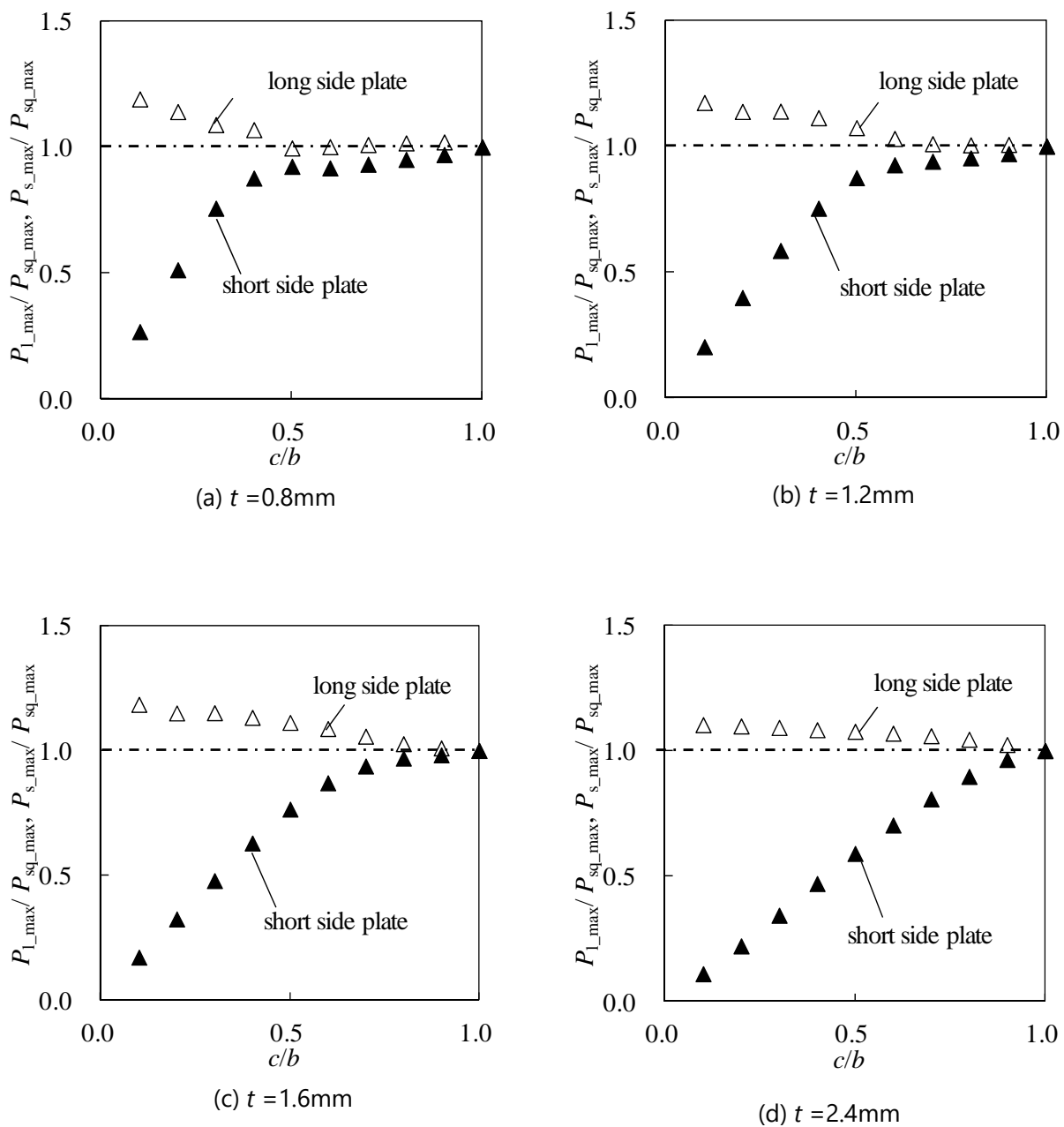


Fig.2.10 Maximum strength of plate elements

## 2. 3. 3 軸圧縮を受ける長方形断面部材の最大耐力の評価

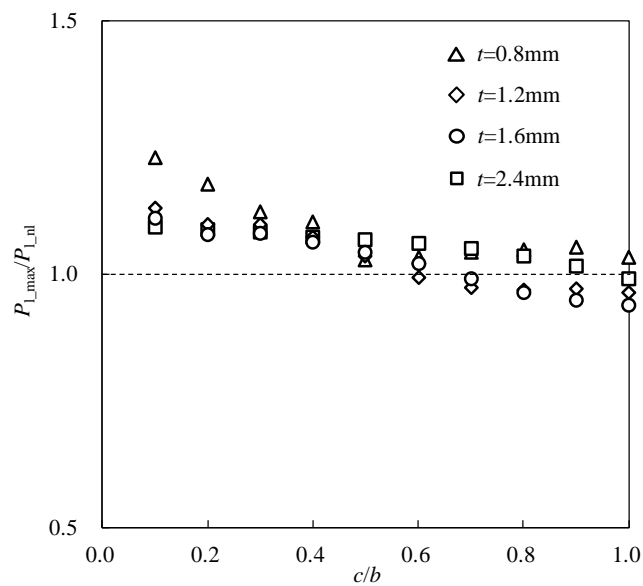
長方形断面部材の最大耐力について、有効幅理論に基づき計算した計算耐力  $P_{nl}$  と有限要素解析で得た  $P_{max}$  との比較を行う。Table 2.2 に示した通り、長方形断面部材の最大耐力は、断面を構成する各板要素の最大耐力の和と概ね等しくなる。ゆえに本論文では、既往の設計指針<sup>2,4)</sup>と同様に、各板要素の最大耐力の和として部材の最大耐力を評価する。Eq.(2.13.a), (2.13.b)には、長辺の板要素および短辺の板要素の最大耐力( $P_{l,nl}$  および  $P_{s,nl}$ )の計算式を示す。

$$P_{l,nl} = \rho b t \sigma_y \quad (2.13.a)$$

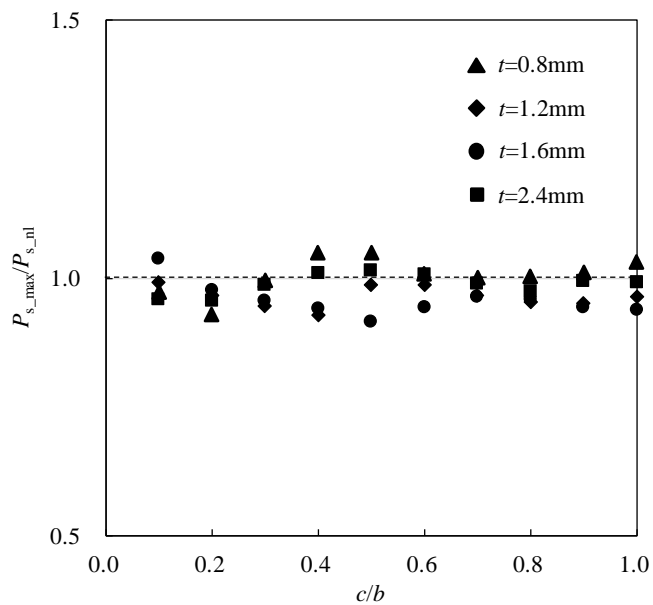
$$P_{s,nl} = \rho c t \sigma_y \quad (2.13.b)$$

ここに、 $\sigma_y$  は Table 2.1 に示す鋼材の降伏強度(=315N/mm<sup>2</sup>)であり、Fig. 2.7 に示した応力度-ひずみ度曲線から 0.1% オフセット耐力として定義した値である。また、 $\rho$  は有効幅理論において板要素の全断面積と有効断面積との比率を表す無次元量であり、弾性局部座屈耐力に応じて Eq.(2.11.a), (2.11.b) で計算する値である。

$\sigma_{cr}$  は Eq.(2.1) で求まる各板要素の弾性局部座屈耐力であり、単純支持板の場合、Eq.(2.1) に  $k=4$  を代入した値となる。Fig. 2.11 には、 $P_{l,max}/P_{l,nl}$  および  $P_{s,max}/P_{s,nl}$  と  $c/b$  の関係を示す。 $P_{l,nl}$  および  $P_{s,nl}$  の計算にあたっては、長辺の板要素および短辺の板要素を単純支持板( $k=4$ )とみなして計算した。長辺の板要素に着目すると、 $c/b$  が小さくなるにつれて  $P_{l,max}/P_{l,nl}$  が大きくなる傾向を示したと分かる。長辺の板要素を単純支持板とみなした場合、 $P_{l,nl}$  は一定値となる。一方で有限要素解析から得た  $P_{l,max}$  は短辺の板要素から側辺部の回転変形が拘束されることによって  $c/b$  の減少とともに増加した。また  $t=0.8$  の解析と  $t=2.4$ mm の解析の結果を比較すると、 $t=0.8$ mm の解析では  $c/b$  が 1.0 から 0.1 まで小さくなると  $P_{l,max}/P_{l,nl}$  が 19.0% 増加したのに対して、 $t=2.4$ mm の解析では  $P_{l,max}/P_{l,nl}$  の増加は 10.3% にとどまった。 $t=2.4$ mm の解析モデルは  $P_{l,max}$  が降伏強度に近い場合、部材の座屈後耐力は材料の非線形化による影響を受けやすい。拘束効果による耐力上昇の効果が応力ひずみ関係の非線形化に伴う剛性低下に相殺されたことで、 $c/b$  の減少に伴う耐力上昇の効果が薄れたものと推察する。なお、短辺の板要素においては、 $c/b=0.4$  および 0.5 の解析においてバラつきが大きくなる傾向がみられたものの、 $P_{s,max}/P_{s,nl}$  の値は概ね一定となり、 $c/b$  との間に明確な相関性は見受けられなかった。



(a) Long side plate elements



(b) Short side plate elements

Fig.2.11 Ratio of maximum strength to nominal strength on each plate elements

拘束効果による影響が表れた長辺の板要素について、Eq.(2.8), (2.10.a), (2.10.b)の計算で求まる座屈係数を用いてEq.(2.12)の弾性局部座屈耐力 $\sigma_{cr}$ を評価することで拘束効果による影響を考慮し、長方形断面部材の最大耐力を再評価した。なお、有効幅理論に基づく最大耐力の評価では、各板要素に対して弾性局部座屈耐力を計算する必要があるが、長辺の板要素に弾性局部座屈が生じた後の短辺の板要素の弾性局部座屈耐力を定量評価することは困難である。そこで本論では、Fig.2.11(b)において短辺の板要素の $P_{s\_max}/P_{c\_nl}$ が概ね一定の値となったことを考慮し、短辺の板要素については単純支持板( $k=4$ )とみなして耐力評価を実施した。

Fig.2.12 には、長方形断面部材の最大耐力をすべての板要素を単純支持板とみなした計算耐力 $P_{nl}$ で $P_{max}$ を除した $P_{max}/P_{nl}$ 、および長辺の板要素に作用する拘束効果を考慮した計算耐力 $P_{nlr}$ で $P_{max}$ を除した $P_{max}/P_{nlr}$ と $c/b$ の関係を示す。以下に、 $P_{nl}$ および $P_{nlr}$ の計算式を示す。ここに、 $P_{l\_nl}$ はEq.(2.13.a)を基に拘束効果を考慮して再計算した長辺板要素の計算耐力である。

$$P_{nl} = 2P_{l\_nl} + 2P_{s\_nl} \quad (2.14.a)$$

$$P_{nlr} = 2P_{l\_nlr} + 2P_{s\_nl} \quad (2.14.b)$$

Fig.2.12 中の●は $P_{max}/P_{nl}$ を表し、○は $P_{max}/P_{nlr}$ を表す。Ave と CV はそれぞれ $P_{max}/P_{nl}$ および $P_{max}/P_{nlr}$ の平均値と変動係数を表している。板厚によらず、長辺の板要素に作用する拘束効果を考慮することで変動係数が減少したと分かる。従来、長方形断面部材の最大耐力の評価には断面を構成する板要素を単純支持板としてみならず評価が行われていたが、実際の部材では隣り合う板要素間での拘束効果の影響で、板幅の大きい板要素の側辺部における回転変形が板幅の小さい板要素によって拘束される。この結果、長辺を構成する板要素の最大耐力は、 $c/b$ の減少と共に大きくなる傾向を示し、計算耐力と部材の実耐力との間に乖離が生じる。拘束効果を考慮することで、長方形断面部材の最大耐力に対する評価値のばらつきを抑制できると言える。

次に降伏強度の定義が検討結果に及ぼす影響について考察する。板厚が薄い鋼材では、明確な降伏点を示さない応力度-ひずみ度関係(例えば Fig.2.7)となる場合がある。このような応力度-ひずみ度関係を有する鋼材の座屈において、オフセット耐力は材料の塑性化を工学的に判断する指標であり、局部座屈に対して物理的な意味を有している訳ではない<sup>2.11)</sup>。実務設計においても、素材の設計基準強度はオフセット耐力および引張強度の0.7倍のいずれか小さい値と定義されている。この降伏強度に対する定義の違いがCVおよびAveに及ぼす影響を考察するために、 $\sigma_y$ を0.1%オフセット耐力として計算した $P_{nl}$ 、 $P_{nlr}$ と、 $\sigma_y$ を引張強度の0.7倍(=307N/mm<sup>2</sup>)として計算した $P_{nl}$ 、 $P_{nlr}$ とを比較した。Table2.3には、CV、Aveの計算結果を示す。表から、降伏強度によらず $P_{max}/P_{nlr}$ および $P_{max}/P_{nl}$ の変動係数(CV)は同等の値となることが確認でき、降伏強度の定義によらず拘束効果を考慮することで最大耐力に対する評価のばらつきが抑制されることが分かる。一方、 $P_{max}/P_{nlr}$ および $P_{max}/P_{nl}$ の平均値(Ave)に着目すると、 $\sigma_y$ を引張強度の0.7倍で評価した場合の方が $\sigma_y$ を0.1%オフセット耐力とした場合よりもAveが大きくなった。これは $\sigma_y$ が315N/mm<sup>2</sup>から307N/mm<sup>2</sup>に減少したことで $P_{nlr}$ 、 $P_{nl}$ が減少した影響であり、降伏強度の違いが耐力評価の精度に影響を及ぼすことが分かる。部材設計における設計基準強度は、現行設計法と同様にオフセット耐力と $0.7\sigma_u$ のうち小さい値を採用することが望ましいと考えられ、力学的な根拠に基づき局部座屈の設計に関する基準強度を定義することは、より精緻な設計法の構築に向けた課題の一つである。

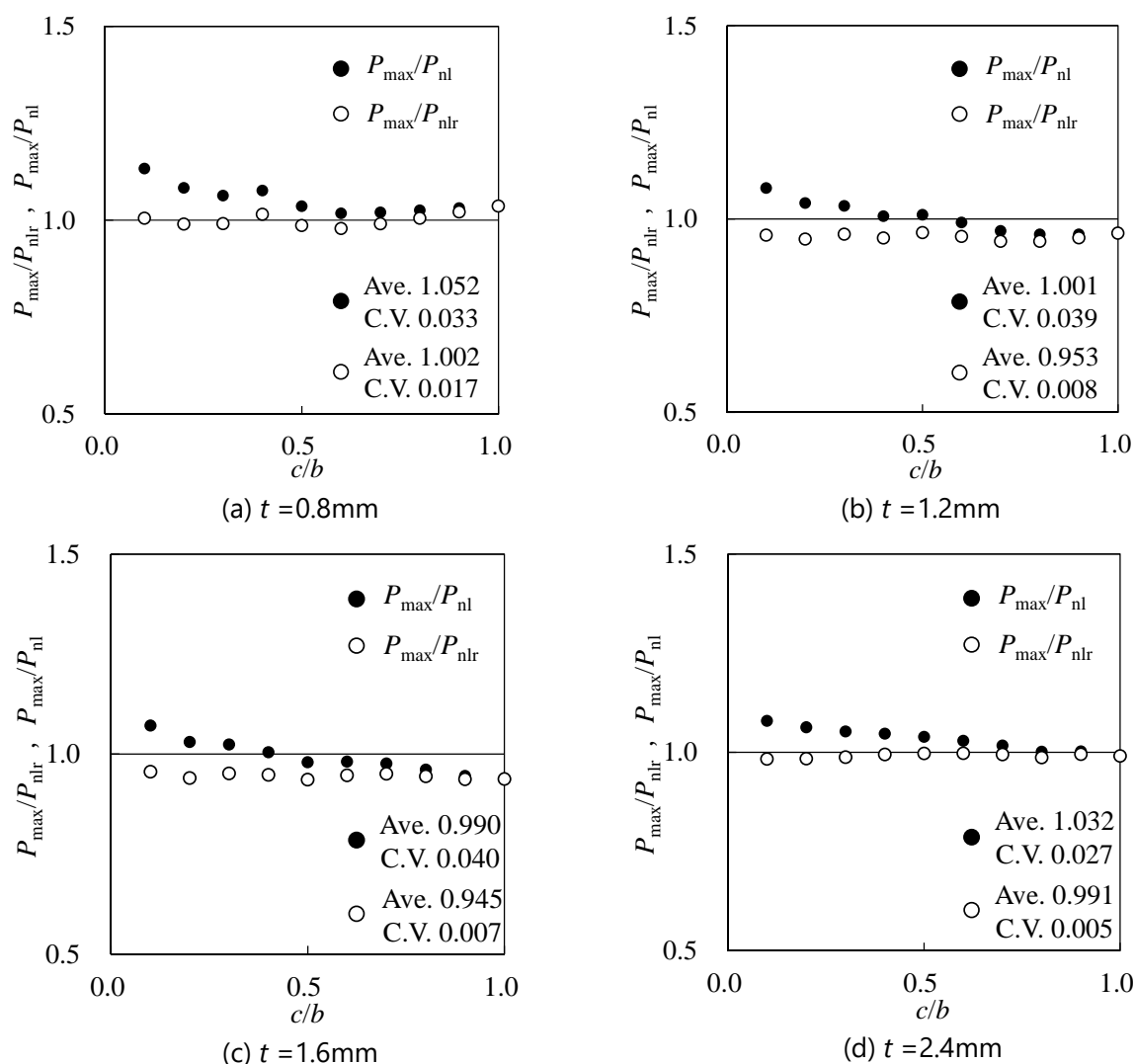


Fig.2.12 Ratio of maximum strength to nominal strength on octagonal sections

Table 2.3 Effect of yield strength

	0.1% offset yield strength ( $\sigma_y=315\text{N/mm}^2$ )		Tensile strength X 0.7 ( $\sigma_y=307\text{N/mm}^2$ )		
	simple support	with restraining	simple support	with restraining	
CV	$t=0.8\text{mm}$	0.033	0.017	0.034	0.017
	$t=1.2\text{mm}$	0.039	0.008	0.040	0.008
	$t=1.6\text{mm}$	0.040	0.007	0.040	0.007
	$t=2.4\text{mm}$	0.027	0.005	0.027	0.006
Ave	$t=0.8\text{mm}$	1.052	1.002	1.068	1.017
	$t=1.2\text{mm}$	1.001	0.953	1.018	0.969
	$t=1.6\text{mm}$	0.990	0.945	1.008	0.961
	$t=2.4\text{mm}$	1.032	0.991	1.052	1.011

## 2. 4 実部材の断面を想定した解析検討

冷間成形で製造される薄板軽量形鋼は、曲げ加工に伴い隣り合う板要素同士の接合部には円弧形状の曲げ R 部が生じる。また薄板軽量形鋼は必ずしも長方形断面のような 2 軸対称の閉断面を有するとは限らず、例えばリップ付き溝形鋼のように 1 軸対称の開断面を有する場合も数多く存在する。Mulligan<sup>2,12)</sup>の研究によれば、このような開断面部材においても、フランジ幅に対してウェブ幅の小さい部材の方が、設計耐力で部材耐力を除いた耐力比が大きくなる傾向を示すことが指摘されており、長方形断面と同様な拘束効果が開断面部材にも発揮されるものと推察される。そこで本章では、薄板軽量形鋼造で汎用的に用いられる部材として、曲げ R 部を有する長方形断面部材および開断面を有するリップ付き溝形断面部材を対象に、有限要素解析で最大耐力を計算し、拘束効果を考慮した計算耐力との比較を行った。

Fig.2.13 には解析モデルの断面概要を示す。本解析に用いた断面仕様は、矩形断面 3 種類、リップ付き溝形断面 2 種類の合計 5 種類である。長方形断面は、長辺の長さが一定(=100mm)の条件で短辺の長さを 30mm, 60mm, 100mm の 3 通り変化させた。リップ付き溝形断面は長辺の長さが一定(=100mm)で短辺の長さが 30mm と 60mm の 2 通り変化させた。なお、リップ付き溝形断面のリップ長さは、ゆがみ座屈の発生を抑制するのに十分な長さ<sup>2,13)</sup>とした。2.3.1 に示した解析モデルと同様に、部材の両端は図心位置と端部の節点を剛体で接続し、下端を固定端としたうえで、上端部に z 方向へ強制変形を与えることで軸圧縮力を作用させた。部材の板厚は 1.6mm であり、角部の曲げ半径 R は、シェル要素の板厚中心位置で 2.4mm である。部材の長さは 300mm であり、解析モデルはすべて四節点シェル要素で構成されている。モデルの境界条件、解析に用いた鋼材の応力度-ひずみ度関係は、すべて 2.3.1 に示した解析モデルと同じである。

各部材の最大耐力  $P_{max}$  と、計算耐力  $P_{nl,R}$ ,  $P_{nlr,R}$  ( $P_{nl,R}$ : 拘束効果を無視した計算耐力,  $P_{nlr,R}$ : 拘束効果を考慮した計算耐力)との比較を行う。各板要素の負担軸力の算定にあたっては、長辺および短辺の平坦部を板要素幅  $b$  および  $c$  とみなし、円弧部は全断面が有効とみなして計算した (Eq.(2.15.a)~Eq.(2.16.b))。またリップ付き溝形鋼のリップ部について、既往の研究において片端単純支持板には弾性局部座屈発生後に座屈後耐力の発揮が期待できないことが指摘されており<sup>2,7)</sup>、境界条件が片端支持の板要素になると考えられるリップ部の有効幅を必ずしも Eq.(2.11.a) ~ (2.12) を用いてで正しく計算できるとは限らない。しかしながら、本解析に用いたリップ付き溝形鋼は、リップ部を片端単純支持の板要素とみなして座屈係数を  $k=0.425$ 、板幅を  $l$  として一般化幅厚比  $\lambda$  を求めた場合に  $\lambda=0.504$  となり、局部座屈ではなく素材降伏によって最大耐力が決定する(リップ部は全断面が有効である)断面仕様を有する。そこで本論文では、リップ部については全断面が有効であると仮定して計算耐力を算出することとした。

### ・長方形断面部材の場合

$$P_{nl,R} = 2P_{L,nl} + 2P_{s,nl} + 4P_{R,nl} \quad (2.15.a)$$

$$P_{nlr,R} = 2P_{L,nlr} + 2P_{s,nl} + 4P_{R,nl} \quad (2.15.b)$$

・リップ付き溝形鋼の場合

$$P_{nl,R} = P_{L,nl} + 2P_{s,nl} + 2P_{L,nl} + 4P_{R,nl} \quad (2.16.a)$$

$$P_{nlr,R} = P_{L,nlr} + 2P_{s,nl} + 2P_{L,nl} + 4P_{R,nl} \quad (2.16.b)$$

ただし  $P_{R,nl,R}$  : 曲げ R 部 (1 か所) の計算耐力 ( $=R\pi t/2$ )  
 $P_{L,nl,R}$  : リップ付き溝形鋼のリップ部の計算耐力 ( $=plt\alpha_y$ )

Table 2.4 には, 有限要素解析で求めた部材耐力  $P_{max}$ , 拘束効果を無視して計算した計算耐力  $P_{nl,R}$ , 短辺から長辺への拘束効果を考慮して計算した計算耐力  $P_{nlr,R}$ , 解析結果と計算耐力との比率 ( $P_{max}/P_{nl,R}$ ,  $P_{max}/P_{nlr,R}$ ),  $P_{max}/P_{nl,R}$  と  $P_{max}/P_{nlr,R}$  の変動係数(CV)と平均値(Ave)を示す. 表から, 拘束効果による影響を考慮することで  $P_{max}/P_{nl}$  の変動係数が小さくなったと分かり, 前節での検討結果と同様に, 拘束効果を考慮することで最大耐力に対する計算耐力のばらつきを低減されたと分かる. 薄板軽量形鋼の断面を構成する板要素が局部座屈する場合, 現行の設計法では各板要素が単純支持板として挙動するとみなすのに対して, 実際の部材では板同士の拘束効果が生じる. この影響は薄板軽量形鋼のよりに曲げ R が存在する場合にも発生し, 閉断面・開断面によらず, リップ付き溝形鋼のウェブ, 長方形断面の長辺部, いずれの場合にも生じる現象であるといえる.

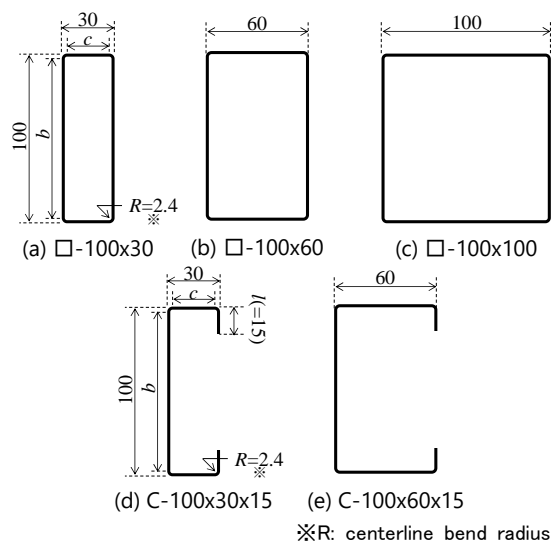


Table 2.4 Comparison between numerical analysis results and nominal strength

Section shape	$P_{max}$ (kN)	$P_{nl,R}$ (kN)	$P_{nlr,R}$ (kN)	$P_{max}/P_{nl,R}$	$P_{max}/P_{nlr,R}$
□-100x30x1.6	91.7	96.6	105.3	0.949	0.871
□-100x60x1.6	114.1	124.8	129.0	0.914	0.884
□-100x100x1.6	116.7	134.8	134.8	0.866	0.866
C-100x30x15x1.6	75.1	77.5	81.1	0.969	0.925
C-100x60x15x1.6	97.1	105.8	107.9	0.918	0.899
CV				0.038	0.024
Ave				0.923	0.889

Fig.2.13 Section shapes of analysis models

## 2. 5 短柱圧縮試験による耐力評価法の検証

2.3 節および 2.4 節では、有限要素解析の結果に基づき板要素間での拘束効果が部材の最大耐力に及ぼす影響を分析し、その耐力評価手法を提案した。一方、実際の構造部材では、冷間成形に伴うひずみ硬化や残留応力が生じる可能性があり、また形状初期不整も局部座屈のモードとは異なる形状になるものと推察する。そこで本章では、前節までで得られた拘束効果を加味した耐力評価法の妥当性を検証すべく、長方形断面を有する短柱圧縮試験を実施し、本論文が提案する耐力評価法に基づく計算耐力とも比較を行った。

Fig2.14 には、試験体の断面形状を示し、Table2.5 には試験体一覧を示す。本実験では、試験体の長辺の幅  $b$  をすべて 100mm で一定とし、短辺の幅  $c$  を 40mm, 60mm, 100mm の 3 通りで変化させ、長辺と短辺の比率が部材の最大耐力に及ぼす影響を調べた。Fig2.15 には、試験体の製作プロセスを示す。試験体は曲げ加工、溶接組み立て、端部切断の 3 工程で製作した。まず、鋼板をベンダーで溝形断面形状に冷間成形した。次に、2 つの溝形鋼を付け合わせ、レーザー溶接で両者を一体化させることで、閉断面形状とした。最後に、溶接組み立てを実施した試験体の両端部を放電加工で切断し、溶接ビードの形状が不安定な試験体端部を切り落とすと共に、試験体端部の平坦を確保した。なお、試験体製作に使用した鋼材は SGC400 であり、材料引張試験結果は Table 2.6 に示す通りである。

Fig.2.16 には実験のセットアップ図を示す。荷重は単調圧縮荷重である。万能試験機の上にロードセルとベース板を設置し、その上に直接試験体を置いたうえで、試験体上側にも載荷板を乗せ、球座を介して試験体に荷重を作用させた(Fig.2.14(b)). 荷重は予備荷重と本荷重に分けて実施した。まず試験体をセットアップしたのち、予備荷重として載弾性局部座屈耐力の 50% を目途に圧縮力を加え、試験体の外側に添付した 4 枚のひずみゲージで計測した材軸方向のひずみ値の差異が  $\pm 10\%$  以内に収まることを確認した。その後、球座にくさびを打ち込み回転を拘束し、荷重を 1kN まで除荷してから、本荷重を実施した。なお、本荷重は部材耐力が  $P_{\max}$  に達したのち、 $P_{\max}$  の 80% まで耐力が低下するまで行い、その後除荷した。 $P_{\max}$  に達したのち、最大耐力の 80% まで部材耐力が低下するまで荷重を行った後、除荷した。

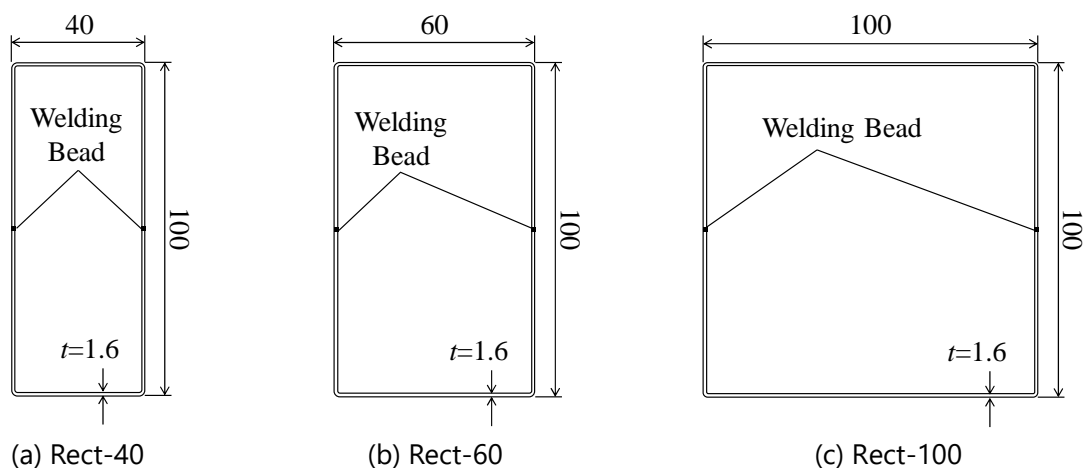


Fig.2.14 Section shapes of the test specimen

Table 2.5 List of specimens

Name	$b$ (mm)	$c$ (mm)	$R$ (mm)
Rect-40	100	40	3.2
Rect-60	100	60	3.2
Rect-100	100	100	3.2

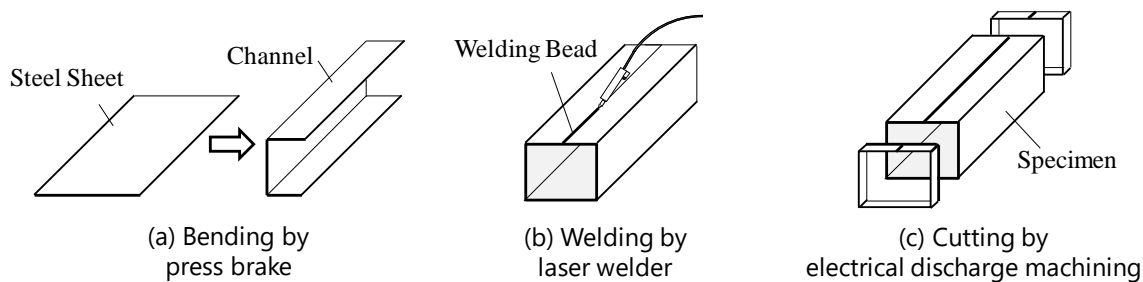


Fig. 2.15 Production process of test specimen

Table 2.6 Material properties

Plate Thickness (mm)	0.1% Offset Stress (Mpa)	0.2% Offset Stress (Mpa)	Tensile Strength (Mpa)	Yield Ratio (%)	Elongation (%)
1.54	328	357	439	81	33

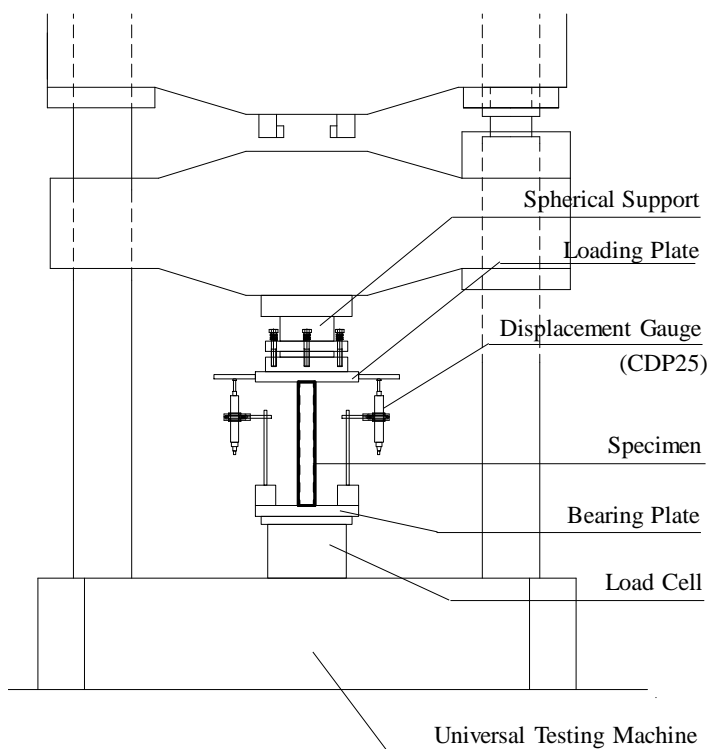


Fig.2.16 Overall view of set up

Fig.2.17 には実験で計測した荷重変形関係を示す。縦軸がロードセルで計測した荷重を降伏耐力 (部材断面積と材料の降伏強度の積) で除した値を表し、横軸が変位計で計測した部材の軸圧縮変形量の平均値  $\delta$  を部材長さ  $L$  で除したひずみ度を表す。図より、正方形断面を有する Rect-100 よりも、長方形断面を有する Rect-40 および Rect-60 の方が  $P/P_y$  が大きい値を示し、断面の効率が高まったことが確認できる。これは、短辺の幅厚比  $c/t$  が小さくなったことで、断面効率が相対的に大きくなったことによる影響が大きい。また Rect-40 と Rect-60 を比較すると、両試験体の  $P_{max}/P_y$  は同等の値となり、両試験体仕様の断面の効率は概ね等しいと分かる。Table 2.5 に示した通り、従来の板要素を単純支持板とみなす耐力評価法では、Rect-60 の方が Rect-40 よりも断面効率が設計上高くなる。一方、拘束効果を考慮した場合、両仕様の断面効率は同等となる。板要素間での拘束効果が発揮されたことで、Rect-40 の断面効率が高まり、Rect-60 と同等の構造性能を発揮した。また Rect-40 と Rect-60 の変形性能を比較すると、Rect-40 の方が高い変形性能を発揮したことが確認できる。今後詳細な検討が必要ではあるものの、断面効率が同等な部材同士を比較した場合、拘束効果による効果が大きい部材の方が局部座屈に対する抵抗が大きいため、局部変形に伴う耐力劣化が生じにくく、部材としての変形性能が相対的に高くなったものと推察する。

Fig.2.18 には  $P_{max}/P_{nl}$  および  $P_{max}/P_{nlr}$  と  $c/b$  の関係を示す。縦軸が部材耐力を計算耐力で無次元化した値であり、横軸が  $c/b$  である。○が板要素間での拘束効果を見捨てて部材耐力を評価した場合の計算耐力と最大耐力との比率を示し、●が拘束効果を効果した場合の結果である。灰色のプロットは Fig.12(c) に示した有限要素解析の結果である。解析と実験は概ね良い対応を示し、板要素間での拘束効果を見捨てた場合、 $P_{max}/P_{nl}$  は  $c/b$  の減少と共に大きくなる傾向が実験結果からも確認できる。一方、拘束効果による影響を考慮した結果では、 $c/b$  によらず  $P_{max}/P_{nlr}$  は概ね一定の値となり、拘束効果を考慮することで、実験結果に対する評価のばらつきが抑制できることが実験においても確認された。

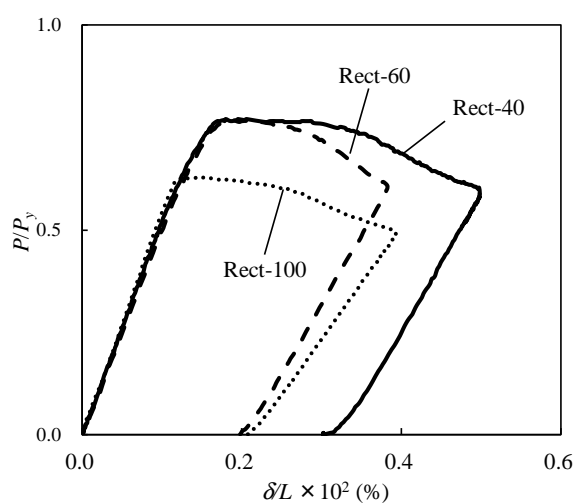


Fig. 2.17 Load and deformation relationship

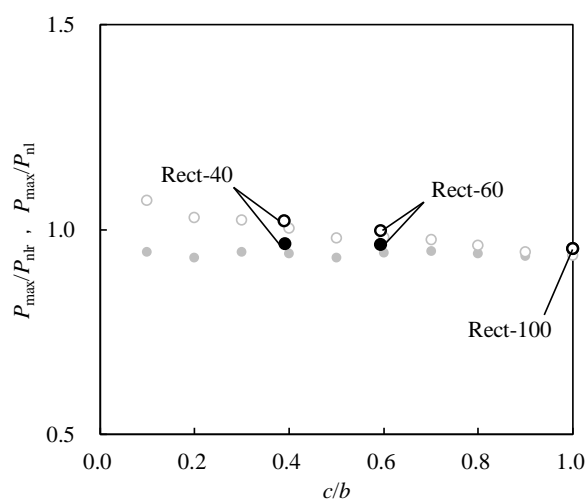


Fig. 2.18 Ratio of maximum strength with nominal strength

## 2. 6 まとめ

薄板軽量形鋼の局部座屈耐力について、隣り合う板要素の板幅の違いが部材の弾性局部座屈耐力および最大耐力に及ぼす影響を解析的に明らかにした。以下、本検討を通じて得られた知見をまとめる。

- ・長方形断面部材では、板幅の大きい長辺の板要素が板幅の小さい短辺の板要素によって側辺部の回転変形を拘束される。この拘束効果の影響により、長辺の板要素の局部座屈耐力は板要素を単純支持板とみなした場合よりも高くなる。拘束効果による局部座屈耐力の変化は、弾性局部座屈耐力および最大耐力の双方で生じ、長方形断面の短辺と長辺の辺幅の差が大きくなるほど、その影響が大きくなる。
- ・側辺の回転変形を弾性的に拘束された板要素の局部座屈耐力について、板要素の変位関数を単純支持板の変位関数と固定支持板の変位関数の線形和として近似することで、エネルギー法に基づく弾性局部座屈耐力の評価式を導出した。提案式は数値解析で求めた長方形断面部材の弾性局部座屈耐力と良い対応を示し、前述のモデルに基づく提案式で、隣り合う板要素幅が異なる長方形断面部材の弾性局部座屈耐力を定量的に評価できる。
- ・隣接する板要素の幅が異なる長方形断面部材の最大耐力を評価する場合、短辺から長辺へ作用する回転拘束を考慮して各板要素の最大耐力を評価することで、断面を構成する板要素を単純支持板とみなす従来の耐力評価法と比較して、最大耐力に対する評価のばらつきを抑制することができる。このばらつきを抑制する効果は、曲げ R 部を有する長方形断面部材やリップ付き溝形断面部材の最大耐力を評価する際にも共通的に得られる効果である。

## 付録 2. A メッシュ分割数の影響

有限要素法による解析検討の実施に先立ち、有限要素解析モデルのメッシュ分割数と部材耐力との関係について、解析検討を実施した。ここでは、 $\square$ -100x100x0.8 の断面仕様を有する部材(部材長：300mm)を対象に、板幅方向の分割数  $n$  を 6 通り ( $n=4,8,10,20,40,60$ ) に変化させた軸圧縮解析を実施し、最大耐力と分割数の関係を調べた。なお、材軸方向の分割数は、シェル要素が正方形になる分割数とした。Fig.2.1.A には、解析結果を示す。縦軸が最大耐力  $P_{\max}$  を表し、横軸が板幅方向の分割数  $n$  を表す。図から、 $n \geq 20$  とすることで、 $P_{\max}$  はおおむね一定の値に収束することが確認できる。そこで本報では、幅方向の分割数を 20~40 分割の間の値とし、極力正方形に近いシェル要素形状になるようにメッシュ分割を行った解析モデルを用いて解析検討を行うこととした。

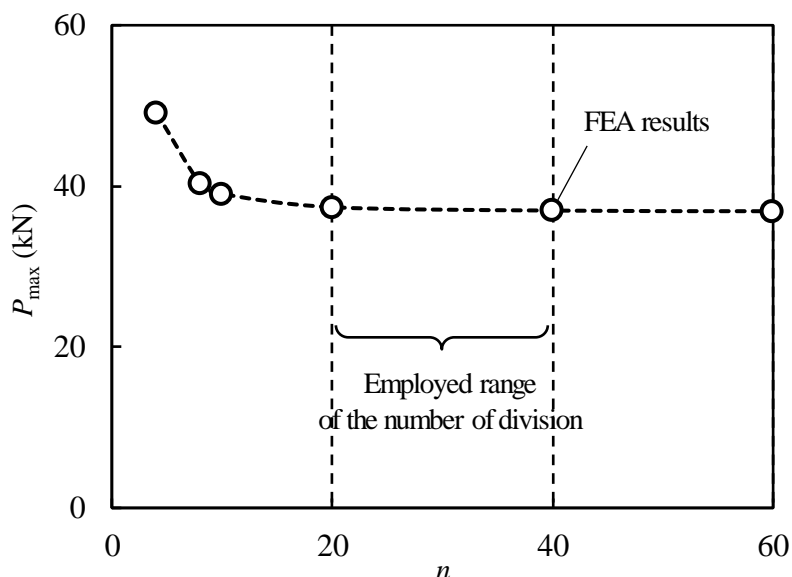


Fig.2.A Number of division versus maximum strength

付録2.B 短柱圧縮試験体の載荷後写真

2.5節で実施した短柱圧縮試験の試験体について、載荷後の試験体写真を以下に示す。各試験体とも隣接する板要素が凹凸に変形する局部座屈の変形モードを示し、試験体中央部に変形が局所化して耐力低下に至った。

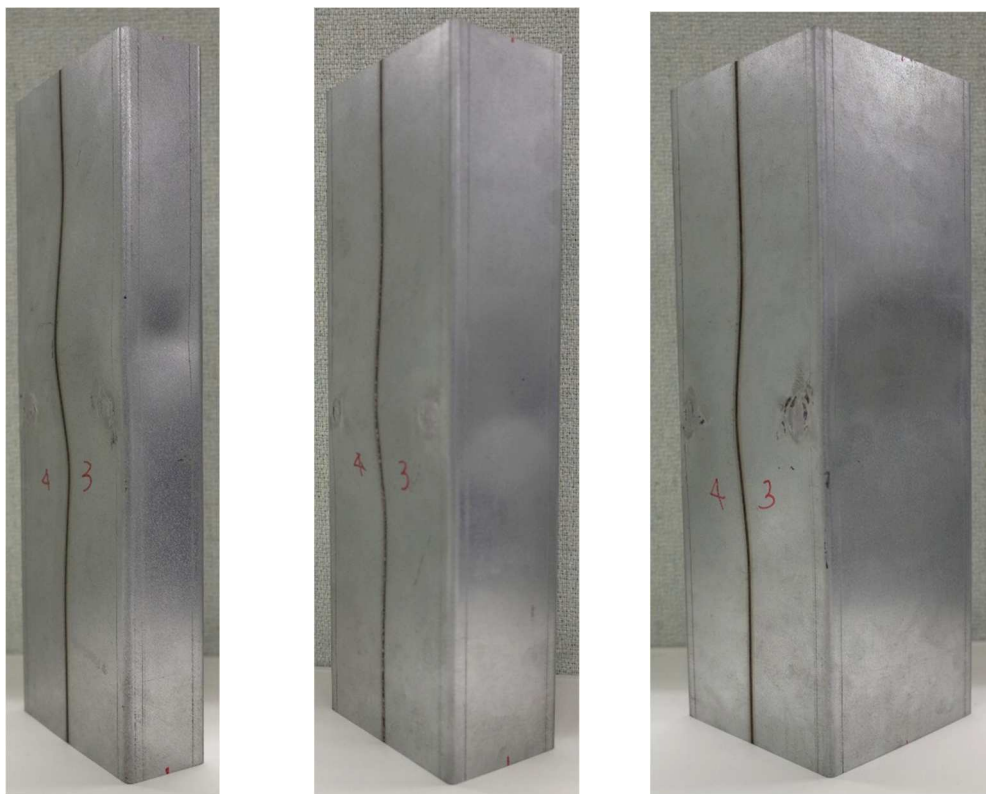


Fig.2.B Test specimens after stub column compression test

[参考文献]

- 2.1) Li, Z., Schafer, B.W. : Buckling analysis of cold-formed steel members with general boundary conditions using CUFSM: conventional and constrained finite strip methods, Proceedings of the 20th Int'l. Spec. Conf. on Cold-Formed Steel Structures, pp.17-31, 2010
- 2.2) Timoshenko, S. Gere, J. : Theory of elastic stability. McGraw-Hill, 1961
- 2.3) 日本建築学会 : 鋼構造座屈設計指針, 2009
- 2.4) North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members 2007 Edition, American Iron and Steel Institute, 2007
- 2.5) 木村衛, 井上哲郎, 谷口元, 橋村徹, 小松健 : 薄板の座屈後耐力, 日本建築学会構造系論文集, 第 545 号, pp.135-140, 2001, 7
- 2.6) Schafer, B.W., Li, Z., and Moen, C.D. : Computational modeling of cold-formed steel, Thin-Walled Structures, 48, 752-762, 2010
- 2.7) 木村衛 : 金属部材を構成する板要素の有効幅についての一考察, 日本建築学会構造系論文集, 第 673 号, pp.437-442, 2012, 3
- 2.8) von. Kármán, T. Sechler, E.E. and Donnell, L.H. : The Strength of Thin Plate in Compression, Transactions ASME, vol.54, APM 54-5, 1932
- 2.9) Winter, G., : Strength of Thin Steel Compression Flanges, Journal of Structural Engineering, ASCE, pp.527-576, 1946
- 2.10) Lind, N.C., Ravindra, M.K., Schorn, G. : Empirical Effective Width Formula, Proc. of ASCE, ST Div., Vol. 102, No. ST9, pp.1741-1751, 1976
- 2.11) 五十嵐規矩夫, 橋本泰彰 : 材料非線形領域における正方形薄板のせん断座屈挙動と最大耐力, 日本建築学会構造系論文集, 第 584 号, pp.169-176, 2004, 10
- 2.12) Mulligan, G. P. Pekoz, Teoman : Local buckling interaction in cold-formed columns, Journal of Structural Engineering, ASCE, pp. 604-620, 1987
- 2.13) 薄板軽量形鋼造建築物設計の手引き 第 2 版, 技報堂出版, 2014

**3. 曲げと圧縮が作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力および最大耐力**

3.1	はじめに	42
3.2	曲げ圧縮が作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力	43
3.2.1	有限帯板法による座屈固有値解析	43
3.2.2	長方形断面部材の弾性局部座屈耐力に断面形状の変化が及ぼす影響	44
3.2.3	等曲げが作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力の評価	46
3.2.4	曲げ圧縮が作用する部材の弾性局部座屈耐力の評価	52
3.3	曲げ圧縮が作用する長方形断面部材の最大耐力	56
3.3.1	有限要素解析の解析モデル概要	58
3.3.2	最大耐力と計算耐力の比較	60
3.3.3	拘束効果を考慮した最大耐力の評価	63
3.4	まとめ	65
	付録3.A $\alpha$ と $f_2/f_1$ の関係に関する考察	66
	付録3.B 荷重条件の違いが曲げ圧縮耐力に及ぼす影響	67

### 3. 曲げと圧縮が作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力および最大耐力

#### 3.1 はじめに

薄板軽量形鋼を用いたスチールハウス工法の建物では、台風などの強風による外力に対して壁パネルの4辺を拘束する枠材が面外方向への曲げに対して抵抗する必要がある。建物自重と風による曲げと圧縮の複合力が作用する場合も想定される。また部材同士の接合には金物を介した接合方法が広く用いられており、金物接合部の周辺では形鋼の図心と荷重の作用位置との偏心による曲げと圧縮の複合力が部材に作用する場合も想定される。さらに近年では、物流倉庫の内外壁などの5mを超える部材長さを有する壁下地材への薄板軽量形鋼の適用に関する需要も高まっており、曲げおよび曲げ圧縮が作用する部材の座屈挙動を正確に把握し、精緻な耐力評価手法を提供することは、より経済的な座屈設計技術の構築に向けて、重要な課題である。

前章では、軸圧縮が作用する長方形断面部材を対象とした解析と実験を実施し、隣接する板要素からの拘束効果が部材の弾性局部座屈耐力及び最大耐力に及ぼす影響を分析すると共に、その耐力評価式を提案した。曲げと圧縮の複合力が作用する荷重条件下においても、前述の板要素間での拘束効果が発揮されると考えられるが、曲げと圧縮の複合力が作用する薄板軽量形鋼の座屈後耐力に関する研究例は少なく、また座屈後耐力に板要素間の拘束効果が及ぼす影響に着目した研究例は見受けられない。

以上を踏まえ、本章では長方形断面を有する部材に関して、曲げと圧縮の複合力が作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力および座屈後耐力に隣り合う板要素間での拘束効果が及ぼす影響を有限帯板法および有限要素法による数値解析に基づき考察し、簡易な耐力評価手法の提案に取り組んだ。まず、有限帯板法による固有値解析により、曲げが作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力に部材断面形状が及ぼす影響を分析し、前章にて提案した軸圧縮部材の弾性局部座屈耐力に関する評価式について、曲げ部材への適用方法を考察する。次に、前述の評価式について、適用範囲を曲げ圧縮材に拡張する手法を考察すると共に、固有値解析に基づく解析結果との比較を通じて、その妥当性を検証する。最後に、有限要素法による弾塑性大変形解析を通じて曲げ圧縮が作用する部材の最大耐力に部材の断面形状が及ぼす影響を分析し、部材の最大耐力に関する定量評価を行う。

### 3. 2 曲げ圧縮が作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力

曲げ圧縮が作用する部材の弾性局部座屈耐力を固有値解析で求め、その耐力評価を行う。まず、曲げのみが作用する長方形断面部材の座屈固有値解析を行い、隣り合う板要素の板幅の違いが部材の弾性局部座屈耐力に及ぼす影響を明らかにしたうえで、第2章で提案した軸圧縮部材の弾性局部座屈耐力に対する評価式の適用について考察する。次に、評価手法の適用範囲を曲げ圧縮が作用する場合へ拡張する方法を考察すると共に、固有値解析から得た弾性局部座屈耐力との比較を通じて、その妥当性を検証する。

#### 3. 2. 1 有限帯板法による座屈固有値解析

有限帯板法による数値解析ソフト CU-FSM<sup>3,1)</sup>を用いて等曲げが作用する長方形断面の弾性局部座屈耐力 $\sigma_{FS}$ を計算した。Fig.3.1には、解析モデルの断面形状を示す。長辺(long side plate)の幅 $b$ を100mmで一定とし、短辺(short side plate)の幅 $c$ を10mmから100mmまで5mm間隔で変化させ、長辺と短辺の辺長比 $c/b$ が部材の弾性局部座屈耐力に与える影響を調べた。板厚 $t$ は0.8mm, 1.6mmの2通りである。荷重は、短辺に一樣な軸方向応力が作用し長辺に面内曲げが作用するように $z$ 軸回りのモーメントを作用させた場合と、長辺に一樣な軸方向応力が発生して短辺に面内曲げが作用するように $y$ 軸回りのモーメントを作用させた場合の2通りであり、いずれも部材の図心に曲げモーメントを作用させた。材料は鋼材を想定し、簡単のためヤング係数 $E = 200000\text{N/mm}^2$ 、ポアソン比 $\nu = 0.3$ とした。

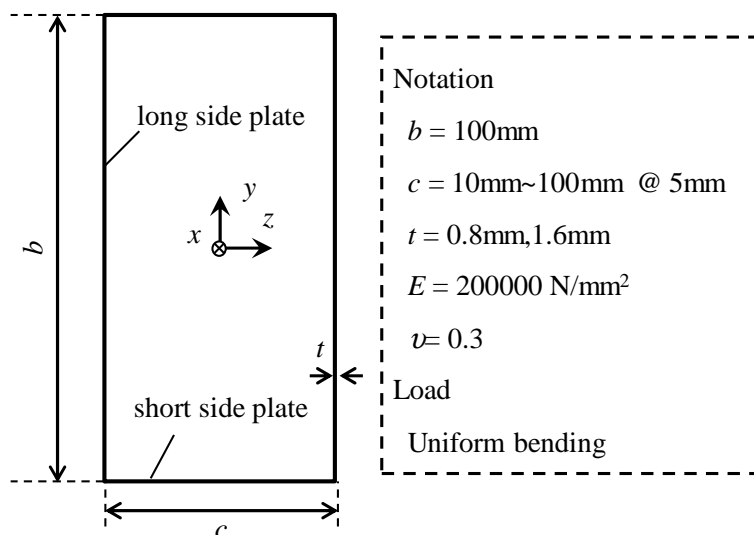


Fig.3.1 Outline of Eigenvalue analysis

3. 2. 2 長方形断面部材の弾性局部座屈耐力に断面形状の変化が及ぼす影響

Fig.3.2 には解析結果の一例として、 $t=0.8\text{mm}$  の長方形断面部材の弾性局部座屈耐力を示す。Fig.3.2(a)が  $z$  軸回りのモーメントを作用させた場合の解析結果を示し、Fig.3.2(b)が  $y$  軸回りのモーメントを作用させた場合の解析結果を示す。横軸が  $c/b$  (短辺の板要素の板幅  $c$  を長辺の板要素の板幅  $b$  で除した値)であり、縦軸が固有値解析から得た弾性局部座屈耐力  $\sigma_{\text{FSA}}$  である。プロットは解析結果を表し、2本の細破線は長辺および短辺を単純支持板とみなした場合の弾性局部座屈耐力  $\sigma_{\text{cr}}$  (Eq.(3.1))を表す。2本の細破線が示す計算耐力のうち小さい方の値(図中の太破線)が、長方形断面を構成する板要素を単純支持板とみなした場合の弾性局部座屈耐力  $\sigma_{\text{cr,p}}$  である。

$$\sigma_{\text{cr}} = k \frac{E\pi^2}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{l}\right)^2 \quad (3.1)$$

ただし  $k$ : 板要素の座屈係数  
 $l$ : 板要素の板幅 ( $b$  または  $c$ )

本解析では、長辺の幅を一定とした条件のもと、短辺の幅を変化させている。このため断面を構成する板要素を単純支持板とみなした場合、長辺の弾性局部座屈耐力は一定値となり、短辺の弾性局部座屈耐力は  $c/b$  の増加と共に減少することとなる。 $z$  軸回りの曲げモーメントが作用する場合、 $c/b$  が小さい領域では長辺の座屈耐力が短辺の座屈耐力を下回るため  $\sigma_{\text{cr,p}}$  計算耐力(図中の太破線)が一定値となり、 $c/b$  が大きくなると、短辺の弾性局部座屈耐力が長辺の弾性局部座屈耐力を下回るため、 $c/b$  の増加と共に  $\sigma_{\text{cr,p}}$  が減少する。また  $y$  軸回りの曲げモーメントが作用する場合、長辺の弾性局部座屈耐力は短辺の弾性局部座屈耐力よりも常に小さくなるため(ただし、 $c < b$ )、 $\sigma_{\text{cr,p}}$  は一定値となる。図のプロットと太破線を比較すると、固有値解析から得られた弾性局部座屈耐力  $\sigma_{\text{FSA}}$  は全て  $\sigma_{\text{cr,p}}$ (太破線)を上回り、曲げが作用する部材においても、長方形断面部材の弾性局部座屈耐力は、断面を構成する板要素を単純支持板とみなした場合よりも大きくなると分かる。

続いて、 $\sigma_{\text{FSA}}/\sigma_{\text{cr,p}}$  (Fig.3.2 のプロット  $\sigma_{\text{FSA}}$  を太破線  $\sigma_{\text{cr,p}}$  で除した値)と  $c/b$  との関係を図3.3に

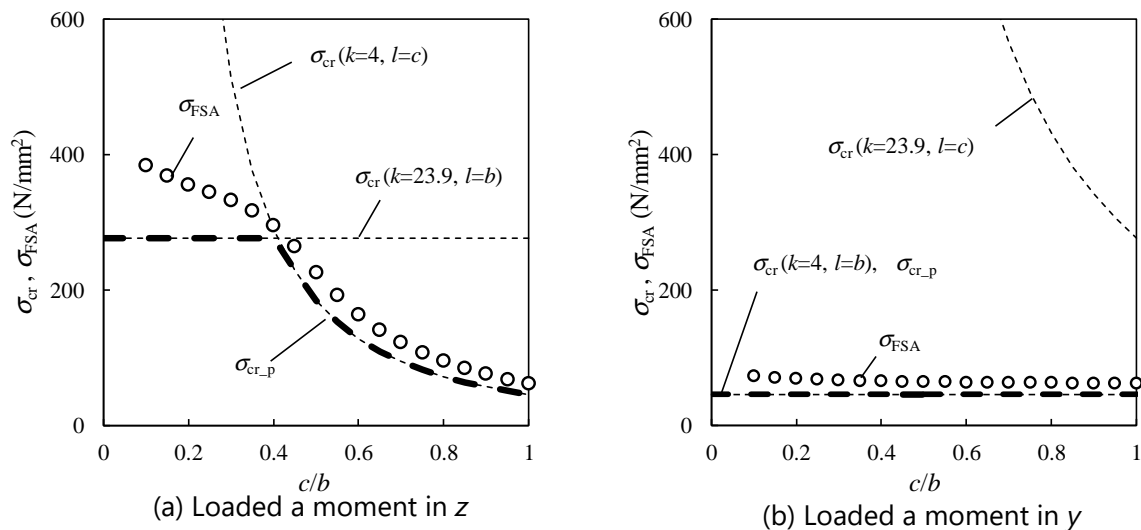


Fig.3.2 Elastic local buckling strength by FSA

示す。図中の白塗りプロット(○, △)が  $z$  軸回りのモーメントを作用させた場合の解析結果を表し、黒塗りプロット(●)が  $y$  軸回りのモーメントを作用させた場合の解析結果を表す。図中の破線は、 $z$  軸回りの曲げモーメントが作用する長方形断面部材において、面内曲げが作用する長辺と一様な圧縮が作用する短辺が各々単純支持板として挙動した場合に、双方の弾性局部座屈耐力が等しくなる断面仕様 ( $c/b=0.408$ )を表す。また図中の実線は、 $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,p}=1$  を表す。

$z$  軸回転の曲げモーメントが作用する場合、破線近傍の  $c/b=0.4$  の断面仕様において  $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,p}$  が最小となることが確認でき、 $c/b$  が 0.4 から増減すると  $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,p}$  は増加する傾向を示した。 $c/b=0.4$  の断面仕様では、 $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,p}=1.07$  となり、部材断面を構成する板要素の境界条件が単純支持に近い状態にあったといえる。 $c/b$  が 0.4 よりも大きくなると、短辺の局部座屈耐力が長辺の局部座屈耐力よりも大きくなることで、長辺から短辺への拘束が作用し、 $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,p}$  は増加した。一方、 $c/b$  が 0.4 よりも小さくなると、長辺の局部座屈耐力が短辺の局部座屈耐力よりも大きくなることで、短辺から長辺への拘束が作用し、 $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,p}$  が増加した。このように、 $z$  軸回転の曲げモーメントが作用する長方形断面では、面内曲げが作用する長辺の板要素の座屈によって部材の弾性局部座屈耐力が決定する場合と、一様な圧縮力が作用する短辺の板要素の座屈によって部材の弾性局部座屈耐力が決定する場合の2通りの座屈が想定され、その双方の座屈において、板要素間での弾性局部座屈耐力の差異に起因する拘束効果の発現が期待できると分かる。

$y$  軸回転の曲げモーメントが作用する場合、 $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,p}$  は全て 1.0 よりも高い値となり、 $c/b$  の減少とともに  $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,p}$  は増加する傾向を示した。 $y$  軸回転の曲げモーメントが作用する場合、長方形断面部材の弾性局部座屈は一様な圧縮力が作用する長辺の局部座屈に起因するものと考えられ、短辺の板要素の座屈によって部材の弾性局部座屈耐力が決定することはない。従ってこの場合、短辺の板幅が小さくなることで、短辺が長辺の板側辺部を拘束する効果が大きくなり、結果  $c/b$  の減少と共に  $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,p}$  が増加した。

$t=0.8\text{mm}$  の解析結果と  $t=1.6\text{mm}$  の解析結果を比較すると、 $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,p}$  に有意な差は確認できず、

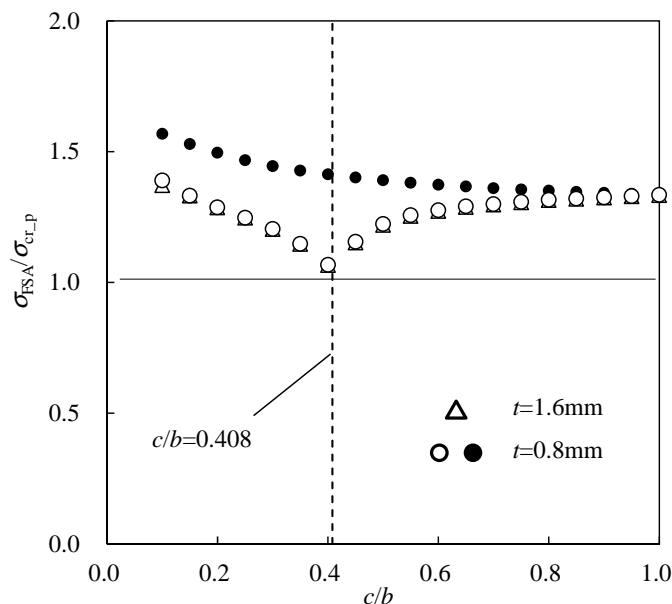


Fig.3.3 Ratio of actual strength to conventional

板厚の違いが本検討結果に及ぼす影響は殆どないと分かる。一枚の鋼板を冷間成形して製造する薄板軽量形鋼では、断面を構成する板要素の板厚がすべて等しいため、板要素の単位幅あたりの面外曲げ剛性も長辺・短辺ともに等しい。第2章において、軸圧縮が作用する長方形断面では板要素間での相互拘束効果に板厚は影響を及ぼさないことが明らかにされており、等曲げが作用する場合においても、同じ傾向が示された。

### 3. 2. 3 等曲げが作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力の評価

軸圧縮力が作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力の評価式をもとに、等曲げが作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力に対する簡易な評価式の構築に取り組む。前節で示した通り、曲げが作用する長方形断面部材では、面内方向への曲げが作用する板要素の座屈によって部材の弾性局部座屈耐力が決定する場合と、一様圧縮が作用する板要素の座屈によって部材の弾性局部座屈耐力が決定する場合の2通りの座屈が想定される。そこで本論文では、双方の座屈モードに対して、耐力評価式を提案する。

まず、面内曲げが作用する板要素の座屈によって部材の弾性局部座屈耐力が決定する場合について考察する。第2章に示した通り、軸圧縮が作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力は、長辺の座屈モード  $w(x,y)$  を、4辺を単純支持された板要素の変位関数  $w_p(x,y)$  と、材軸方向に延びる両側辺部を固定支持された板要素の変位関数  $w_r(x,y)$  との線形和として近似することで、エネルギー法に基づき座屈係数  $k$  に対する評価式を以下の通り得ることができる。ここに、 $\gamma$  は板要素間での拘束度合いを示すパラメータであり、 $0 \leq \gamma \leq 1$  の範囲で変化する実数である。

$$w(x,y) = \gamma w_p(x,y) + (1-\gamma) w_r(x,y) \quad (3.2)$$

$$k = 4\gamma + 6.98(1-\gamma) \quad (3.3)$$

$$0 < c/b \leq 0.1 \text{ の場合} \quad \gamma = 4.6 c/b \quad (3.4.a)$$

$$0.1 < c/b \leq 1.0 \text{ の場合} \quad \gamma = 0.4 + 0.6 c/b \quad (3.4.b)$$

Eq.(3.2)~Eq.(3.4.b)は長辺の板要素が局部座屈することを想定した評価式であり、 $x$  と  $y$  は Fig.3.1 の  $x$  軸、 $y$  軸と一致する。ここに Eq.(3.2) を  $y$  で偏微分すると、板要素に生じる回転角  $\theta$  は Eq.(3.5.a) となる。

$$\theta(x,y) = \gamma \theta_p(x,y) + (1-\gamma) \theta_r(x,y) \quad (3.5.a)$$

$$\theta_p(x,y) = \frac{\partial w_p(x,y)}{\partial y} \quad (3.5.b)$$

$$\theta_r(x,y) = \frac{\partial w_r(x,y)}{\partial y} \quad (3.5.c)$$

$w_r(x,y)$  は固定端の支持条件を想定した変位関数であることを考慮すれば、座屈変形時の板側辺

部( $y=\pm b/2$ )における回転角は $\theta(x,y)=\gamma\theta_p(x,y)$ となる。従って、 $\gamma$ は板側辺部における $\theta(x,\pm b)$ と $\theta_p(x,\pm b)$ の比率を意味する値であると分かる。

$$\gamma = \frac{\theta(x, \pm b/2)}{\theta_p(x, \pm b/2)} \quad (3.6)$$

$z$  軸回転の曲げモーメントが作用する場合、面内曲げが作用する長辺の板要素に局部座屈が発生する断面仕様において、面内曲げが作用する長辺の板要素における圧縮縁側の側辺部の境界条件と引張縁側の側辺部の境界条件は異なると考えられる。しかしながら、両端を単純支持された板要素の座屈係数が 23.9 であるのに対して、引張縁側の回転変形が拘束された板要素の座屈係数は 24.48 であり<sup>3,2)</sup>、引張縁側の境界条件が板の座屈係数に及ぼす影響は最大で 2%と小さい。従って、面内曲げが作用する板要素の弾性局部座屈耐力は、圧縮縁側の板側辺部の境界条件による影響を大きく受けるものと考えられる。

続いて座屈係数  $k$  と  $\gamma$  の関係、ならびに  $\gamma$  と  $c/b$  の関係について考察する。板要素の端部が回転拘束される境界条件を満足するように板要素の面外変形を数式で表現する場合、例えば無限級数により変位関数を定式化する手法があるが、煩雑な数式表現になることが多い。そこで本論文では、長方形の断面形状を有する部材、および4辺を単純支持された板要素の双方について、曲げが作用する場合の弾性局部座屈耐力および座屈モードを求め、座屈係数  $k$  と  $\gamma$  の関係、ならびに  $\gamma$  と  $c/b$  の関係を分析した。

Fig.3.4 には解析モデルの概要を示す。解析は、汎用の有限要素解析ソフト Marc を用いた固有値解析である。部材長さ 300mm の長方形断面を有する角形鋼管部材、および板幅 100mm かつ長さ 300mm の長方形の板要素の両端部に曲げモーメントを作用させ、弾性局部座屈耐力および座

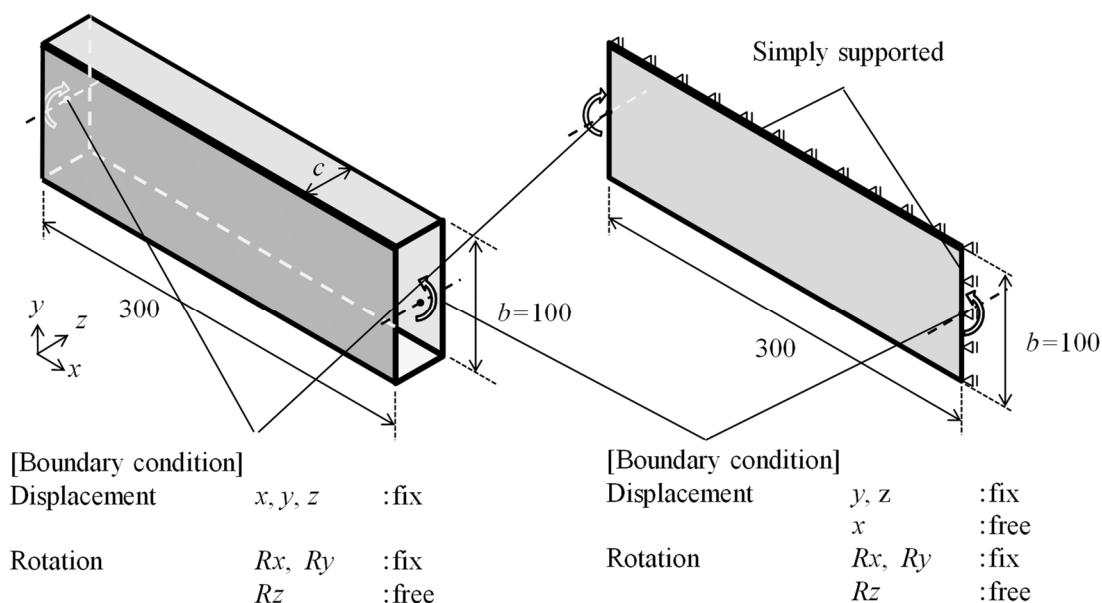


Fig.3.4 Outline of finite element analysis

屈モードを計算し、圧縮縁側の板側辺部(図中の太線部)に生じる回転角から、Eq.(3.6)に基づき  $\gamma$

を計算した。解析パラメータは長方形断面の短辺の板幅であり、Fig.3.3 に示した固有値解析結果を参考に、長辺の座屈によって部材の弾性局部座屈耐力が決定したと想定される  $c=10\text{mm}\sim 40\text{mm}$  の範囲を 5mm 間隔で変化させた。板厚は 0.8mm である。材料は鋼材を想定し、ヤング係数  $E = 200000\text{N/mm}^2$ 、ポアソン比  $\nu = 0.3$  とした。

Fig.3.5(a)には、解析結果から計算した  $\gamma$  と、弾性局部座屈耐力から Eq.(3.1)をもとに  $l=b(=100\text{mm})$  の条件で逆算した座屈係数  $k$  との関係を示す。図中の破線は、両端ピン支持の条件 ( $\gamma=1, k=23.9$ ) と両端固定端支持の条件( $\gamma=0, k=39.6$ )をむすぶ直線(Eq.(3.7))である。図から、解析結果は  $\gamma$  の減少に伴い  $k$  が増加する傾向を示し、なおかつ解析結果と Eq.(3.7)は良い対応を示した。

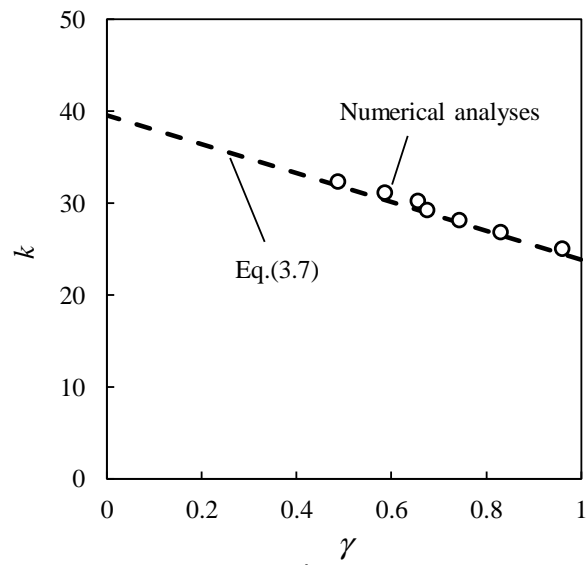
$$k = 23.9\gamma + 39.6(1 - \gamma) \quad (3.7)$$

Fig.3.5(b)には、 $\gamma$  と  $c/b$  の関係を示す。曲げが作用する長方形断面部材の場合、座屈に伴う板要素の面外変形は圧縮縁側に集中し、引張縁側には殆ど面外変形が発生しない。従って軸圧縮力が作用する部材と比較して、曲げを受ける板要素に生じる座屈半波長が、板要素の板幅よりも短くなる(Fig.3.6)。そこで本論文では、 $c/b=0.4$  において  $\gamma=1$  となったことに着目し、面内曲げが作用する板要素の板幅を 0.4 倍することで、前章で示した軸圧縮部材の耐力評価式を用いて  $c/b$  と  $\gamma$  の関係の評価を試みた。図中のプロットが、有限要素解析から得た  $\gamma$  と  $c/b$  の関係である。図中の破線は、Eq.(3.8.a)～(3.8.c)による計算値である。Eq.(3.8.a)と(3.8.b)は、 $c/b=0.4$  の断面仕様において  $\gamma=1$  になるように、Eq.(3.4.a)および(3.4.b)の  $b$  を  $0.4b$  に置き換えた評価式である。また Eq.(3.8.c)は、 $c/b>0.4$  の範囲において、板同士の拘束効果は期待できない( $\gamma=1$ )条件を数式で表現したものである。計算結果は解析結果をわずかに上回る安全側の評価を示したものの、両者は良い対応を示した。

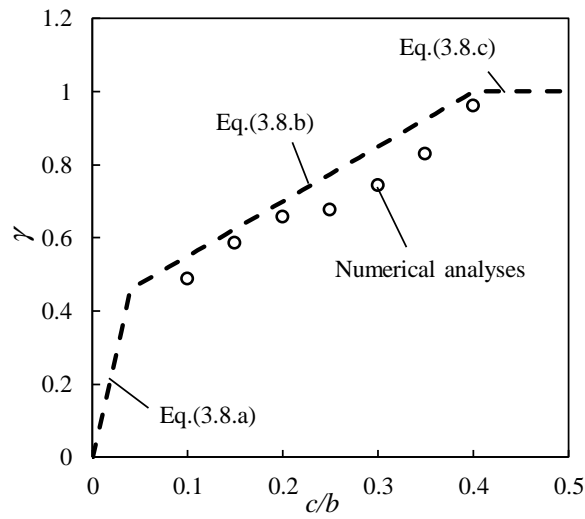
$$0 < c/b \leq 0.04 \text{ の場合} \quad \gamma = 11.5 \frac{c}{b} \quad (3.8.a)$$

$$0.04 < c/b \leq 0.4 \text{ の場合} \quad \gamma = 0.4 + 1.5 \frac{c}{b} \quad (3.8.b)$$

$$0.4 < c/b \text{ の場合} \quad \gamma = 1 \quad (3.8.c)$$



(a)  $k$  versus  $\gamma$



(b)  $\gamma$  versus  $c/b$

Fig.3.5 Comparison between numerical analyses and suggested equations

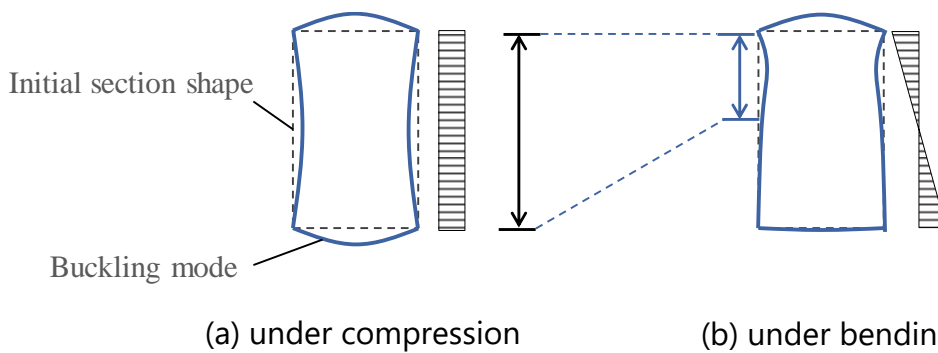


Fig.3.6 Examples of buckling modes under compression or bending.

続いて、 $z$  軸回りのモーメントが作用する場合に一様な圧縮力が作用する圧縮縁側の短辺の板要素の弾性局部座屈によって部材の弾性局部座屈耐力が決定する場合について考察する。短辺の板要素では、板要素内に均一な圧縮応力が作用するため、板要素の境界条件は両側辺部を等しい回転ばねで回転拘束された板要素に軸圧縮力が作用する場合に等しい。従って  $k$  と  $\gamma$  の関係は Eq.(3.3) と等しくなり、 $c/b$  と  $\gamma$  の関係性が分かれば、拘束効果を考慮した弾性局部座屈耐力の定量評価が可能である。ここに、 $c/b=0.4$  の断面仕様において、短辺の境界条件は単純支持板に等しくなり、なお且つ  $c/b$  の増加にともない  $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,P}$  が大きくなることを考慮すれば、 $c/b>0.4$  (すなわち、 $b/c<2.5$ ) の範囲では、 $c/b$  の減少 (すなわち、 $b/c$  の増加) に伴い拘束効果が大きくなると考えられる。従って、本論文では  $b/c$  と  $\gamma$  は Fig.3.6 と類似の傾向を示すと考え、Eq.(3.4.a) および Eq.(3.4.b) の  $c/b$  を  $0.4b/c$  に置き換えることで Eq.(3.9.a) および Eq.(3.9.b) 下式を得た。ここに、 $b/c>2.5$  の場合には、板要素間での拘束効果の発揮が期待できないと考え、Eq.(3.9.c) の条件 ( $\gamma=1$ ) を追加している。

$$0 < b/c \leq 0.25 \text{ の場合} \quad \gamma = 1.84 \frac{b}{c} \quad (3.9.a)$$

$$0.25 < b/c \leq 2.5 \text{ の場合} \quad \gamma = 0.4 + 0.24 \frac{b}{c} \quad (3.9.b)$$

$$2.5 < b/c \text{ の場合} \quad \gamma = 1 \quad (3.9.c)$$

最後に、 $y$  軸回りの曲げモーメントが作用する場合について考察する。 $y$  軸回りの曲げモーメントが作用する場合、 $c < b$  より圧縮縁側の板要素の板幅は面内曲げが作用する板要素の板幅よりも必ず大きい。従って  $y$  軸回転の曲げモーメントが作用する長方形断面部材では、必ず圧縮縁側の長辺が先行して局部座屈を生じるものと考えられ、板要素の境界条件は  $z$  軸回りの曲げモーメントが作用した際の短辺と等しい。従って、 $k$  と  $\gamma$  の関係は Eq.(3.3) と等しくなり、また  $\gamma$  と  $c/b$  の関係は Eq.(3.9.a)~(3.9.b) の  $c$  と  $b$  を入れ替えた Eq.(3.10.a)~(3.10.c) となる。

$$0 < c/b \leq 0.25 \text{ の場合} \quad \gamma = 1.84 \frac{c}{b} \quad (3.10.a)$$

$$0.25 < c/b \leq 2.5 \text{ の場合} \quad \gamma = 0.4 + 0.24 \frac{c}{b} \quad (3.10.b)$$

$$2.5 < c/b \text{ の場合} \quad \gamma = 1 \quad (3.10.c)$$

Fig.3.4 に示した長方形断面を有する有限要素解析モデルを用いて固有値解析を実施し、均一な圧縮力が作用する板要素の変形モードを、第2章に示した単純支持板の座屈モード (Eq.(2.3)) および固定端支持板の座屈モード (Eq.(2.5)) の線形和 (Eq.(2.6)) で近似することで、 $\gamma$  と  $c/b$  の関係を調べた。結果を Fig.3.7 に示す。Fig.3.7(a) が座屈係数  $k$  と提案するパラメータ  $\gamma$  との関係を示し、Fig.3.7(b) が  $\gamma$  と  $c/b$  の関係を示す。破線が計算結果であり、プロットが解析結果である。●が  $y$  軸回りの曲げを作用させた場合の解析結果であり、○が  $x$  軸回りの曲げを作用させた場合の解析結果である。図より、Eq.(3.3) および Eq.(3.9.a)~Eq.(3.10.c) による計算結果と有限要素解析による解析結果は概ね良い対応を示すことが確認でき、提案式によって等曲げが作用する部材の  $k$  と  $\gamma$  の関係、ならびに  $\gamma$  と  $c/b$  の関係を近似できることが分かった。

Eq. (3.7)と Eq.(3.8.a)~(3.8.b), Eq.(3.3)と Eq.(3.9.a)~(3.9.c), および Eq.(3.3)と Eq.(3.10.a)~(3.10.c) を用いて等曲げが作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力 $\sigma_{cr,r}$ を計算し,  $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,r}$ と  $c/b$  の関係を調べた. 結果を Fig.3.8 に示す. 図より, 本論文での提案式は, 部材断面を構成する板要素を単純支持板とみなした場合よりも精度の良い評価結果を与えたと分かる. 等曲げを受ける長方形断面部材では, 面内曲げが作用する板要素の板幅を見かけ上 0.4 倍の板幅を有する板要素とみなすことで, 軸圧縮が作用する長方形断面部材と同じ数式を用いて部材の弾性局部座屈耐力を簡易に評価することができる.

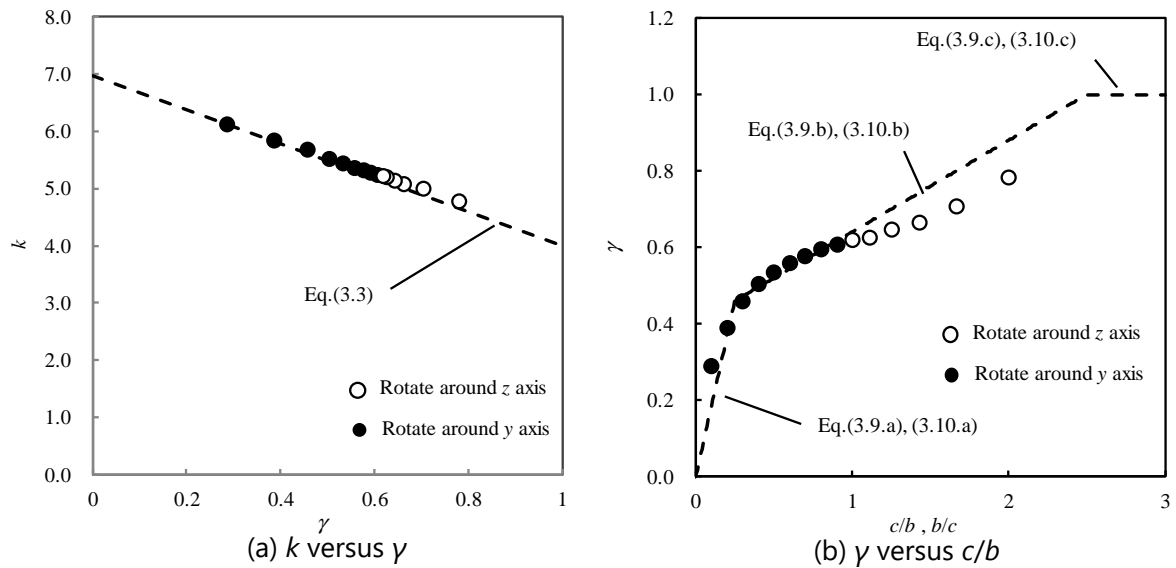


Fig.3.7 Comparison between numerical analysis results and suggested equations.

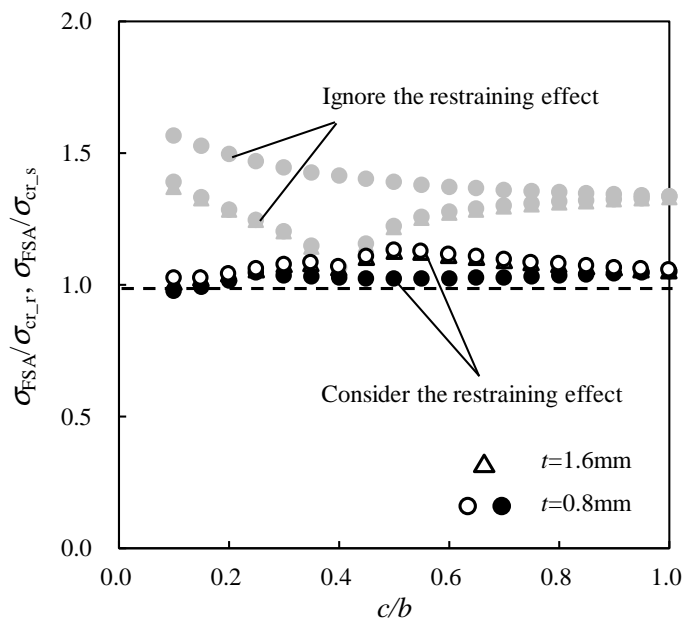


Fig.3.8 Evaluation results of the local buckling strength on rectangular sections under bending

3. 2. 4 曲げ圧縮が作用する部材の弾性局部座屈耐力の評価

曲げと圧縮の複合力が作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力に断面形状が及ぼす影響を固有値解析に基づき分析し、軸圧縮、曲げ、曲げ圧縮が作用する長方形断面の弾性局部座屈耐力を評価できる簡易な耐力評価式を提案する。曲げ圧縮が作用する部材では、等曲げが作用する部材と同様に、面内曲げと圧縮の複合力が作用する板要素が局部座屈する場合と、一様な圧縮力が作用する板要素が局部座屈する場合の2通りの座屈モードが想定される。従って本論文では、双方の座屈モードに対して簡易な評価式を提案する。

まず、面内曲げと圧縮の複合力が作用する板要素の局部座屈によって部材の弾性局部座屈耐力が決定する部材の $\gamma$ と $k$ の関係ならびに $c/b$ と $\gamma$ の関係について考察する。前節に示した通り、等曲げが作用する長方形断面部材では、面内曲げが作用する板の座屈係数は、板要素の境界条件を単純支持とみなした場合の座屈係数と、板側辺部の境界条件を固定支持とみなした場合の座屈係数の線形和として近似できた。また第2章に示した通り、同様な仮定は軸圧縮が作用する長方形断面部材についても成立する。従って、曲げと圧縮の複合力が作用する場合にもいて板要素の座屈係数 $k$ は、境界条件を単純支持とみなした板要素の座屈係数 $k_p$ と、固定支持とみなした場合の座屈係数 $k_r$ の線形和として下式のように近似できると仮定した。

$$k = \gamma k_p + (1 - \gamma) k_r \quad (3.11)$$

ただし  $k_p$ : 境界条件を単純支持とみなした場合の座屈係数  
 $k_r$ : 境界条件を固定支持とみなした場合の座屈係数

単純支持された板要素に曲げ圧縮が作用する場合の座屈係数 $k_p$ についてはすでに数多くの研究がなされており、例えば文献 3.3)に記載の通り、Eq.(3.12)に示す経験式が知られている。与式は、断面内に一様な圧縮力が作用する場合( $f_2/f_1 = 1$ )には $k=4$ となり軸圧縮が作用する単純支持板の座屈係数を等しくなり、また等曲げが作用する場合( $f_2/f_1 = -1$ )には $k=24$ となり等曲げが作用する単純支持板の座屈係数( $k=23.9$ )と一致する。

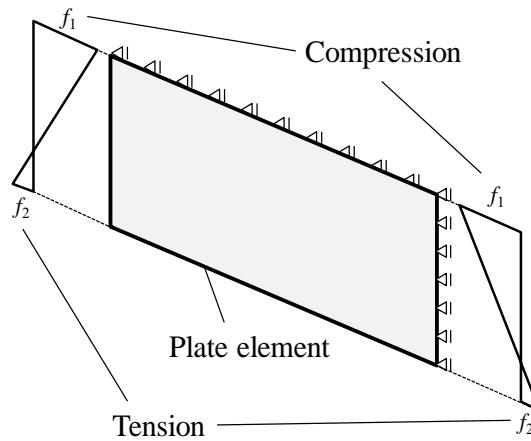
$$k_p = 4 + 2 \left\{ \left( 1 - \frac{f_2}{f_1} \right)^3 + \left( 1 - \frac{f_2}{f_1} \right) \right\} \quad (3.12)$$

ただし  $f_1$ : 引張縁側の発生応力  
 $f_2$ : 圧縮縁側の発生応力

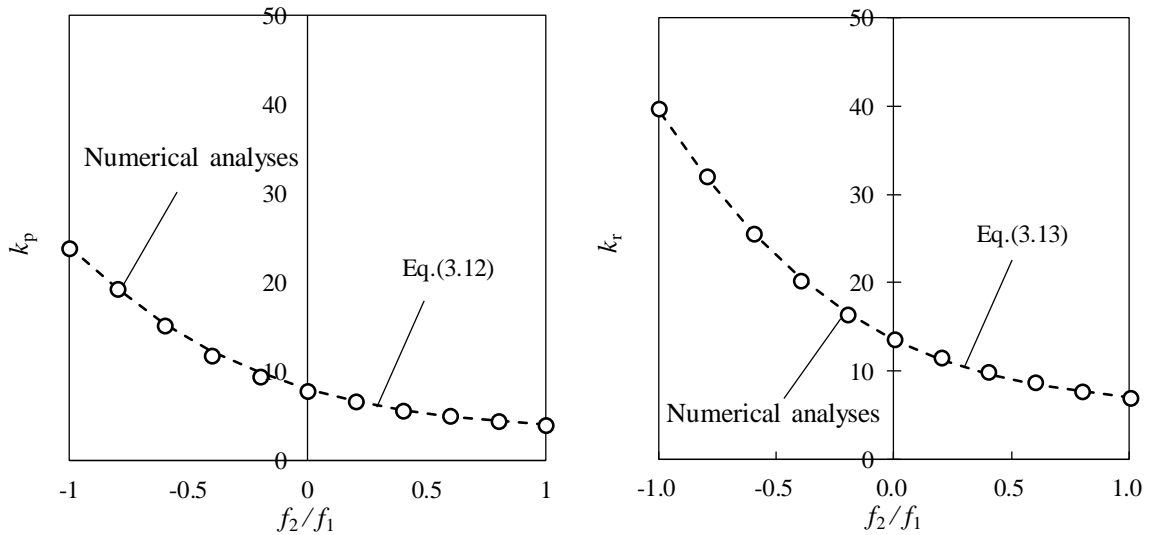
材軸方向に延びる板側辺部の回転が拘束された板要素に曲げ圧縮が作用する場合の座屈係数については、例えば文献 3.4)の表中に座屈係数に関する数値の記載はあるものの、陽な関数で座屈係数を表現した先行知見は見当たらなかった。そこで、回転拘束された板要素に一様な圧縮応力が作用する場合の座屈係数が $k=6.98$ であり、等曲げが作用する場合の座屈係数が $k=39.6^{(3.2)}$ となることを踏まえ、 $f_2/f_1 = 1$ の場合には $k=6.98$ となり、 $f_2/f_1 = -1$ の場合には $k=39.6$ となるように、Eq.(3.12)の係数を変化させることで、Eq.(3.13)を得た。

$$k_r = 6.98 + 3.26 \left\{ \left( 1 - \frac{f_2}{f_1} \right)^3 + \left( 1 - \frac{f_2}{f_1} \right) \right\} \quad (3.13)$$

Fig.3.9 には、座屈係数と  $f_2/f_1$  との関係を示す。プロットは有限帯板法による固有値解析から求めた座屈係数と  $f_2/f_1$  との関係を表し、破線は Eq.(3.12) および Eq.(3.13) から求めた計算結果を表す。Eq.(3.12) および Eq.(3.13) による計算結果は、いずれも解析結果とよい対応を示した。



(a) Definition of  $f_1$  and  $f_2$



(b) Simply supported

(c) Rigidly restrained

Fig.3.9  $\sigma_{cr}$  versus  $f_2/f_1$

続いて  $c/b$  と  $\gamma$  の関係について述べる．等曲げが作用する長方形断面部材では，面内曲げが作用する板要素を，板幅が 0.4 倍の板要素とみなすことで， $c/b$  と  $\gamma$  の関係を軸圧縮が作用する長方形断面部材と同じ数式で評価できた．この特徴に着目し，本論文では面内曲げと圧縮の複合力が作用する板要素の板幅を  $\alpha$  倍することで，曲げ圧縮が作用する部材の弾性局部座屈耐力を定量的に評価する事を試みた．以下に，提案式を示す．Eq.(3.14.a)および(3.14.b)は，Eq.(3.3.a)および(3.3.b)をもとに，面内曲げが作用する板要素の板幅を  $\alpha$  倍した式である．Eq.(3.14.c)は，隣接する板要素からの回転拘束が期待できない断面仕様を表す数式である． $\alpha$  は，等曲げ時( $f_2/f_1=-1$ )には  $\alpha=0.4$  となり，軸圧縮時( $f_2/f_1=1$ )には  $\alpha=1$  となる数式(Eq.(3.15))で計算することとし，軸圧縮，曲げ圧縮，等曲げのいずれの条件も評価できる形とした．Eq.(3.15)の導出詳細については，付録 3.A に別途記載する．

$$0 < l_c/l_b \leq 0.1\alpha \text{ の場合} \quad \gamma = 4.6 \frac{l_c}{\alpha l_b} \quad (3.14.a)$$

$$0.1\alpha < l_c/l_b \leq \alpha \text{ の場合} \quad \gamma = 0.4 + 0.6 \frac{l_c}{\alpha l_b} \quad (3.14.b)$$

$$\alpha < l_c/l_b \text{ の場合} \quad \gamma = 1 \quad (3.14.c)$$

$$\alpha = 0.7 + 0.3 \frac{f_2}{f_1} \quad (3.15)$$

ただし  $l_b$  : 面内曲げが作用する板要素の板幅

$l_c$  : 面内曲げが作用する板要素に隣接する板要素の板幅

最後に，圧縮縁側の一様圧縮が作用する板要素が先行して座屈する場合について述べる．圧縮縁側の板要素の局部座屈を考える場合， $k$  と  $\gamma$  の関係は Eq.(3.3)で表すことができるため， $c/b$  と  $\gamma$  の関係を定式化できれば，座屈係数を陽な数式で評価することができる．また等曲げを受ける長方形断面部材の場合， $z$  軸回転のモーメントが作用する部材および  $y$  軸回転のモーメントが作用する部材の双方において，面内曲げが作用する板要素を板幅が 0.4 倍の板要素とみなすことで，軸圧縮が作用する長方形断面部材に対する弾性局部座屈耐力の評価式で，部材の弾性局部座屈耐力を定量的に評価できる．以上の結果を踏まえ，本論文では面内曲げと圧縮の複合力が作用する板要素を板幅が  $\alpha$  倍の板要素とみなすことで，下式を得た．

$$0 < l_b/l_c \leq 0.1/\alpha \text{ の場合} \quad \gamma = 4.6\alpha \frac{l_b}{l_c} \quad (3.16.a)$$

$$0.1/\alpha < l_b/l_c \leq 1/\alpha \text{ の場合} \quad \gamma = 0.4 + 0.6\alpha \frac{l_b}{l_c} \quad (3.16.b)$$

$$1/\alpha < l_b/l_c \text{ の場合} \quad \gamma = 1 \quad (3.16.c)$$

提案式の妥当性を検証すべく，軸圧縮力と  $z$  軸回転のモーメントが同時に作用する場合，および軸圧縮力と  $y$  軸回転のモーメントが同時に作用する場合について，有限帯板法による固有値解析を実施し，提案式に基づく計算結果との比較を行った．Table 3.1 には解析パラメータの一覧を示す． $c/b$  を 0.1 から 1 まで 0.1 間隔で変化させるとともに， $f_2/f_1$  を -1 から 1 まで 0.2 間隔で変化さ

せることで、断面仕様の違いが曲げ圧縮部材の弾性局部座屈耐力に及ぼす影響を定量評価した。なお、部材の断面仕様は Fig.3.1 に示す長方形断面部材と同じである。板厚は、軸圧縮および等曲げの両検討において、板厚の違いが座屈係数には影響を及ぼさなかったことを考慮し、 $t=0.8\text{mm}$  で一定とした。材料は鋼材を想定し、ヤング係数  $E=200000\text{N/mm}^2$ ，ポアソン比  $\nu=0.3$  とした。その他解析における諸条件は、3.2.1.節で述べた有限帯板法による固有値解析と同じである。

Fig.3.10 には解析結果と計算耐力の比率を示す。図の縦軸は  $\sigma_{\text{FSA}}/\sigma_{\text{cr,r}}$  (拘束効果を考慮した弾性局部座屈耐力の計算値  $\sigma_{\text{cr,r}}$  で  $\sigma_{\text{FSA}}$  を除した値) および  $\sigma_{\text{FSA}}/\sigma_{\text{cr,p}}$  (拘束効果を見捨てた単純支持板の弾性局部座屈耐力  $\sigma_{\text{cr,p}}$  で  $\sigma_{\text{FSA}}$  を除した値) を表し、横軸が  $c/b$  を表す。●が拘束効果の影響を考慮した場合の結果を示し、○が拘束効果を見捨てた場合の結果である。Ave および C.V. はそれぞれプロットの平均値と変動係数を表す。板要素間での相互拘束を考慮しない場合、解析結果と計算耐力の比率は 1.00~1.57 の間に分布し、なお且つ  $c/b$  が小さくなるにつれて  $\sigma_{\text{FSA}}/\sigma_{\text{cr,p}}$  は大きくなる傾向を示した。一方、隣接する板要素間での拘束効果を考慮した場合、 $\sigma_{\text{FSA}}/\sigma_{\text{cr,r}}$  は 0.98~1.14 に分布しており、 $c/b$  の値によらず概ね一定の値となった。計算耐力と解析結果との比率の平均値および変動係数に着目すると、 $\sigma_{\text{FSA}}/\sigma_{\text{cr,r}}$  の平均値は  $\sigma_{\text{FSA}}/\sigma_{\text{cr,p}}$  に対して 1.33 から 1.08 に減少し、変動係数も 8.92% から 2.92% に減少した。提案式によって板要素間での拘束効果を考慮することで、軸圧縮、等曲げおよび軸圧縮と曲げの組み合わせ力が作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力を従来の単純支持板とみなした場合よりも精度よく評価できると言える。

Table 3.1 Analysis parameters

	$b$ (mm)	$c$ (mm)	$t$ (mm)	$f_2/f_1$	number of analyses
Analyses which were loaded $z$ rotation moment	100	10 ~ 100 @ 10	0.8	-1 ~ 1 @ 0.2	110
Analyses which were loaded $y$ rotation moment	100	10 ~ 90 @ 10	0.8	-1 ~ 1 @ 0.2	99
				total	209

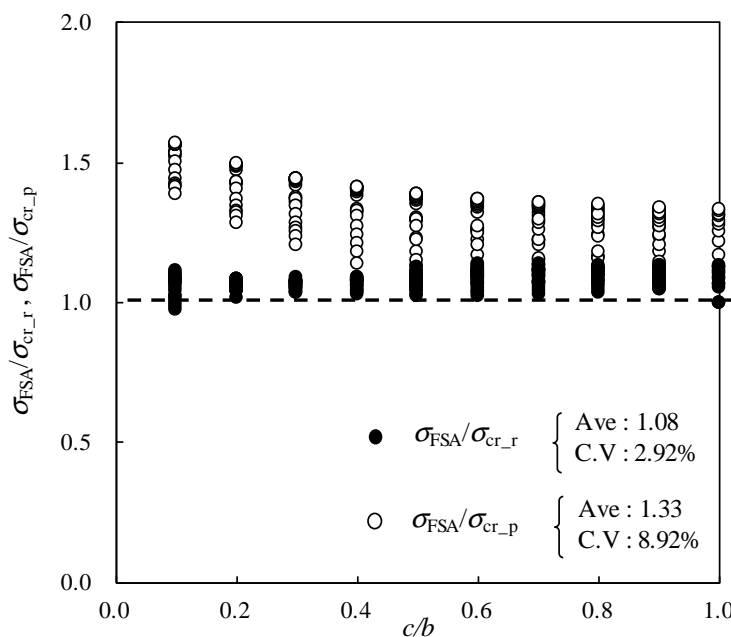


Fig.3.10 Ratio of analysis results with calculated results

### 3.3 曲げ圧縮が作用する長方形断面部材の最大耐力

有限要素法による弾塑性大変形解析を通じて、曲げ圧縮が作用する長方形断面部材の最大耐力に部材の断面形状が及ぼす影響を分析し、第2章で示した提案式を活用した最大耐力の定量評価に取り組む。

まず有効幅理論に基づく部材耐力の評価について、Fig.3.4 に示した長方形断面部材に圧縮力と  $z$  軸回りの曲げモーメントが作用する場合を想定し、部材の長辺の板要素を例に、既往の耐力評価手法について概要を述べる。板要素の負担耐力を評価する場合、各板要素の有効幅  $b_e$  は低減係数  $\rho$  を用いて下式で評価される。

$$b_e = \rho b \quad (3.17)$$

ここに、 $\rho$  は一般化幅厚比  $\lambda (= \sqrt{\sigma_y / \sigma_{cr}})$  を用いて算出される値であり、設計指針によって異なる設計式が採用されている。代表例として、AISI Specification<sup>3,3)</sup> および Eurocode3<sup>3,5)</sup> に記載の設計式を以下に示す。

#### ・AISI Specification

$$\lambda > 0.673 \text{ の場合} \quad \rho = \frac{1 - 0.22/\lambda}{\lambda} \quad (3.18.a)$$

$$\lambda \leq 0.673 \text{ の場合} \quad \rho = 1 \quad (3.18.b)$$

#### ・Eurocode3

$$\lambda > 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.055\psi} \text{ の場合} \quad \rho = \frac{1 - 0.055(3 + \psi)/\lambda}{\lambda} \quad (3.19.a)$$

$$\lambda \leq 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.055\psi} \text{ の場合} \quad \rho = 1 \quad (3.19.b)$$

$$\text{ただし} \quad \lambda = \sqrt{\sigma_y / \sigma_{cr}} \quad (3.20.a)$$

$$\psi = f_2 / f_1 \quad (3.20.b)$$

両設計指針とも Winter の提唱する有効幅の評価式<sup>3,6)</sup>を元に面内曲げが作用する板要素の有効幅を評価するものであり、 $\psi=1$  の場合に Eq.(3.19.a) および Eq.(3.19.b) は、Eq.(3.18.a) および Eq.(3.18.b) と同じ式になる。以上から求まる板要素の有効幅  $b_e$  (板幅  $b$  に低減係数  $\rho$  を乗じた値) を基に、Table 3.2 に示す通り  $b_1$  および  $b_2$  を計算することで材軸方向に発生する応力分布  $\sigma_x(y)$  を仮定し、負担軸力および曲げモーメントを下式で算出する。なお、 $b_1$ 、 $b_2$  の評価式は設計指針によって異なる式が採用されている。AISI Specification<sup>3,3)</sup> ならびに Eurocode3<sup>3,5)</sup> の設計式を、併せて Table 3.2 に示す。

板要素の負担軸力

$$N_{PL} = t \int \sigma_x(y) dy \quad (3.21)$$

板要素の負担曲げモーメント

$$M_{PL} = t \int y \sigma_x(y) dy \quad (3.22)$$

- ただし
- $\sigma_x(y)$  : 板要素内の材軸方向の応力分布を表す関数
  - $l$  : 板要素の板幅(長辺の場合  $l=b$ )
  - $N_{PL}$  : 板要素の負担軸力の計算値
  - $M_{PL}$  : 板要素の負担曲げモーメントの計算値

ここに、AISI の設計式<sup>3.3)</sup>では、 $h_0/b_0 \leq 4$  かつ  $\psi = 0.236$  の場合に、 $b_2$  の値が不連続な値となることが Table 3.2 から確認でき、曲げ圧縮が作用する部材の最大耐力を連続的に評価する事には不向きであると考える。従って本論文では、Eurocode3<sup>3.5)</sup>の設計式を基に部材の耐力評価を行い、拘束効果が部材の最大耐力に及ぼす影響を考察した。

Table 3.2 Design equations of effective width

	Eurocode 3	AISI Specifications	
		$b/c \leq 4$	$b/c > 4$
	$b_1 = 0.4b_e$  $b_2 = 0.6b_e$	$b_1 = \frac{b_e}{3 + \psi}$  $b_2 = \begin{cases} \frac{1}{2}b_e & (\psi > 0.236) \\ b_e - b_1 & (\psi \leq 0.236) \end{cases}$	$b_1 = \frac{b_e}{3 + \psi}$  $b_2 = \frac{b_e}{1 + \psi} - b_1$
	$b_1 = \frac{2}{5 - \psi} b_e$  $b_2 = b_e - b_1$	$b_1 = \frac{b_e}{3 - \psi}$  $b_2 = b_e - b_1$	

## 3. 3. 1 有限要素解析の解析モデル概要

Fig.3.11 には解析モデルの概要を示す。Fig.3.11(a)が  $y$  方向に偏心した圧縮力が作用する解析モデルの概要であり、Fig.3.11(b)が  $z$  方向に偏心した圧縮力が作用する解析モデルの概要である。解析モデルは、4 節点シェル要素を用いた有限要素解析モデルであり、第 2 章の軸圧縮の解析に用いたモデルと同等な断面仕様を有する。ソルバーには汎用の FEM 解析ソフト (Marc2014r1) を使用した。解析モデルは、部材長さ 300mm、長辺の板幅 100mm の閉断面形状を有する。板厚は  $t=0.8\text{mm}$ 、 $1.6\text{mm}$  の 2 通りである。各モデルとも、長辺の板要素を板幅方向へ 40 分割し、短辺の板要素を板幅に 10~40 分割した。また、材軸方向には長辺の板要素、短辺の板要素ともに 150 分割し、シェル要素が極端な長方形形状とならないように配慮した。部材の両端は図心位置と端部の節点を剛体要素で剛接し、材端での局所変形を防止した。形状初期不整は、座屈固有値解析で求めた変形モードに基づき、最大変形量が板厚の 10% になるように与えた。冷間加工に伴う残留応力については、残留応力によって角部が早期に降伏する影響と冷間成形によって角部の降伏強度が上昇する効果が相殺されるものと仮定し、本モデルでは無視した。素材の応力度-ひずみ度関係 (Fig.3.12) には、JIS 規格の Z2241 に基づき行った材料引張試験の結果をもとに、ひずみが 1% 以下の領域の応力度-ひずみ度曲線をマルチリニアでモデル化した。降伏条件には von Mises の降伏条件を使用し、関連流れ則および等方硬化則に基づき材料特性をモデル化している。ひずみが 1% よりも大きい領域では素材強度を一定とし、ひずみ硬化による影響は無視した。

Table 3.4 には解析パラメータの一覧を示す。本解析では、部材の長さ  $l$  と長辺の板幅  $b$  が一定のもと、短辺の板幅  $c$ 、板厚  $t$ 、図心から載荷点までの偏心距離  $e$  をパラメータとした解析を実施した。載荷は、部材の図心から  $z$  方向または  $y$  方向へ 0mm ~ 640mm 偏心した位置に軸圧縮力を作用させることで、曲げと圧縮の複合力を作用させた (付録 B)。

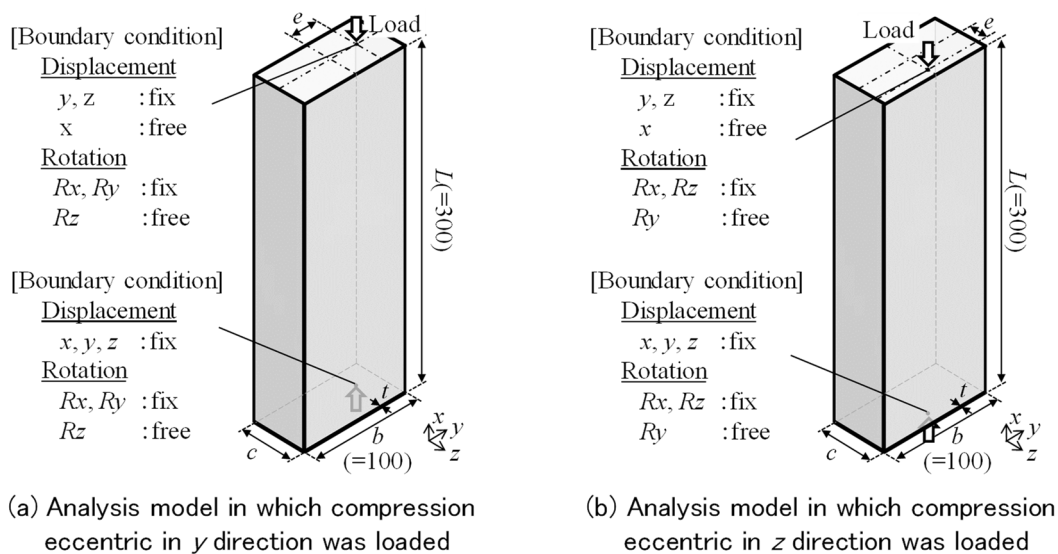


Fig.3.11 Outline of Finite Element Analysis models

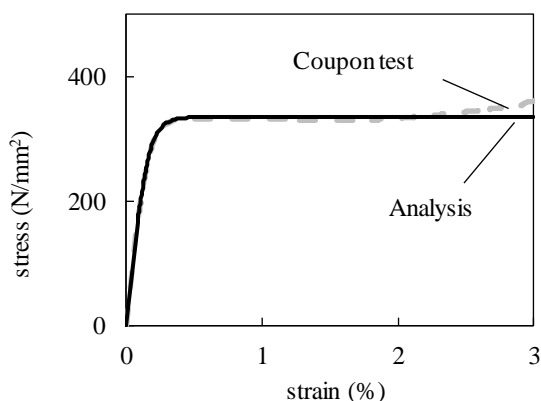


Fig.3.12 Stress-Strain relationship

Table 3.3 Material properties

Thickness (mm)	0.813
Yield stress (0.1% offset) (N/mm <sup>2</sup> )	315
Tensile Strength (N/mm <sup>2</sup> )	439
Yield ratio (%)	75.1
Elongation (%)	33

Table 3.4 Analysis parameters

		$t=0.8\text{mm}$	$t=1.6\text{mm}$
$b$ (mm)		100	100
$c$ (mm)		10 ~ 100 @ 10	10~100 @ 10
$e$ (mm)	$y$ direction	0, 20, 40, 80, 160, 320, 640	0, 20, 40, 80, 160, 320, 640
	$z$ direction	0, 20, 40, 80, 160	

3. 3. 2 最大耐力と計算耐力の比較

Fig.3.13~Fig.3.14には、有限要素解析から得た部材の最大耐力と、断面を構成する板要素が単純支持板として挙動すると仮定した計算耐力との比較を示す。プロットが解析で得られた最大耐力を表し、実線が Eurocode3<sup>3,5)</sup>に基づく計算耐力を表し、破線が全断面有効と仮定した場合の降伏耐力を表す。縦軸、横軸は、全断面有効で計算した軸圧縮時および等曲げ時の降伏耐力  $N_y$ ,  $M_y$  で無次元化した値である。

$t=0.8\text{mm}$  の長方形断面部材に軸圧縮と曲げの複合力が作用する場合、 $z$  軸回りのモーメントが作用する場合および  $y$  軸回りのモーメントが作用する場合の双方において、プロットは概ね直線形状に分布し、 $M_{\max}/M_y$  の増加と共に  $N_{\max}/N_y$  は減少した。計算耐力と最大耐力を比較すると、軸圧縮のみが作用する場合において最大耐力が計算耐力をわずかに下回る場合も見受けられたものの、部材の最大耐力は計算耐力と概ね同等以上の値となり、例えば  $c/b=0.4$  の断面仕様では、計算耐力が解析結果を 20%以上安全側に評価するなど、最大耐力を計算耐力が過小評価する断面仕様も多く見受けられた。板要素を単純支持板とみなす既往の設計法は、長方形断面部材の最大耐力の下限值を評価できる一方で、部材耐力を精緻に評価する評価手法ではないと分かる。

$t=1.6\text{mm}$  の長方形断面部材に軸圧縮と強軸曲げの複合力が作用する場合、 $t=0.8\text{mm}$  の場合と同様に、軸圧縮解析において、最大耐力が計算耐力をわずかに下回ったものの、総じて計算耐力は解析結果を過小評価する傾向が確認でき、また  $c=20\text{mm}$ ,  $40\text{mm}$  および  $60\text{mm}$  の解析では、最大耐力が降伏耐力を上回る場合も確認された。

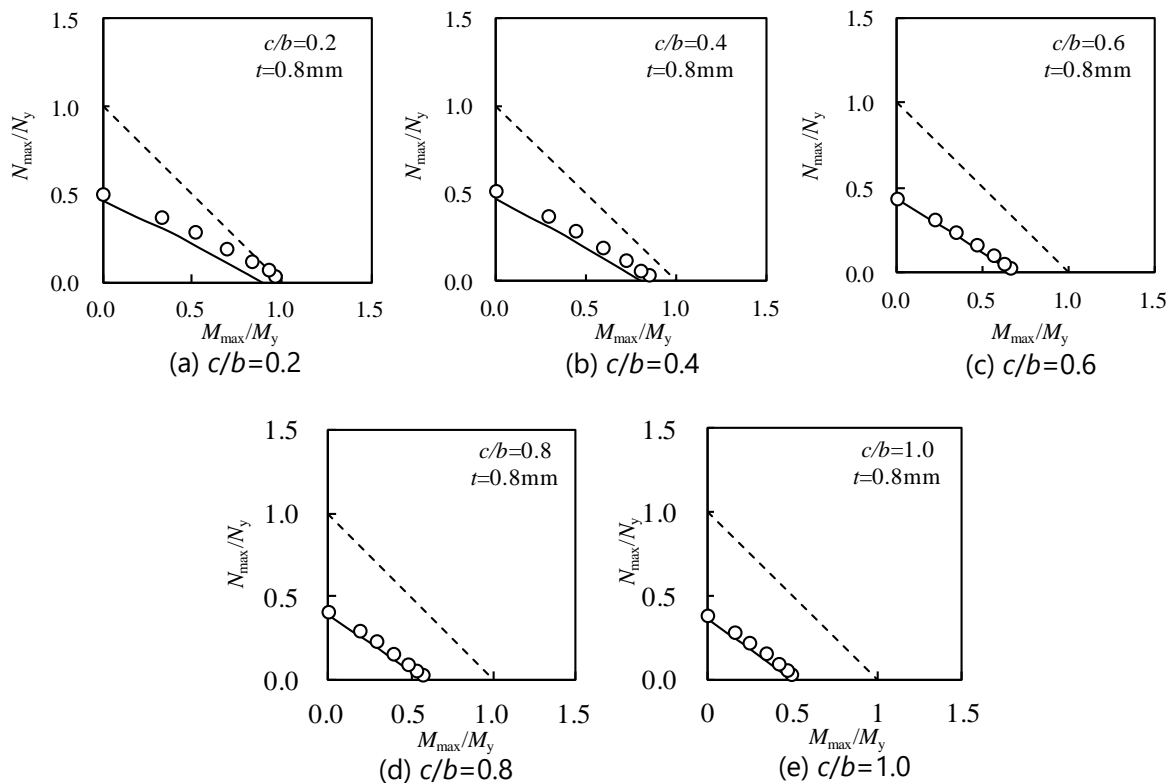


Fig.3.13 Maximum strength of rectangular sections under compression and bending ( $t=0.8$ , eccentric in  $y$  direction)

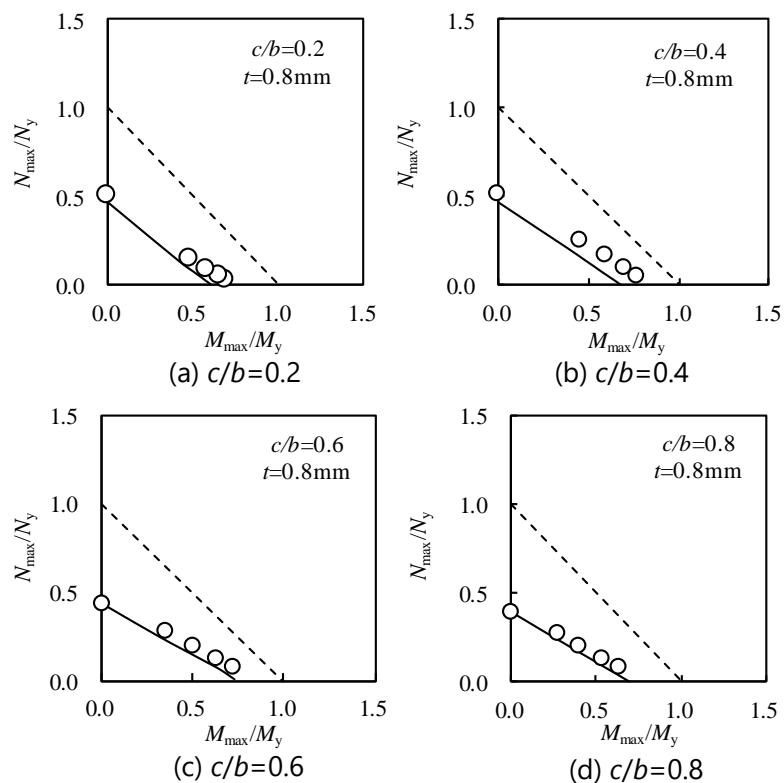


Fig.3.14 Maximum strength of rectangular sections under compression and bending ( $t=0.8$ , eccentric in  $z$  direction)

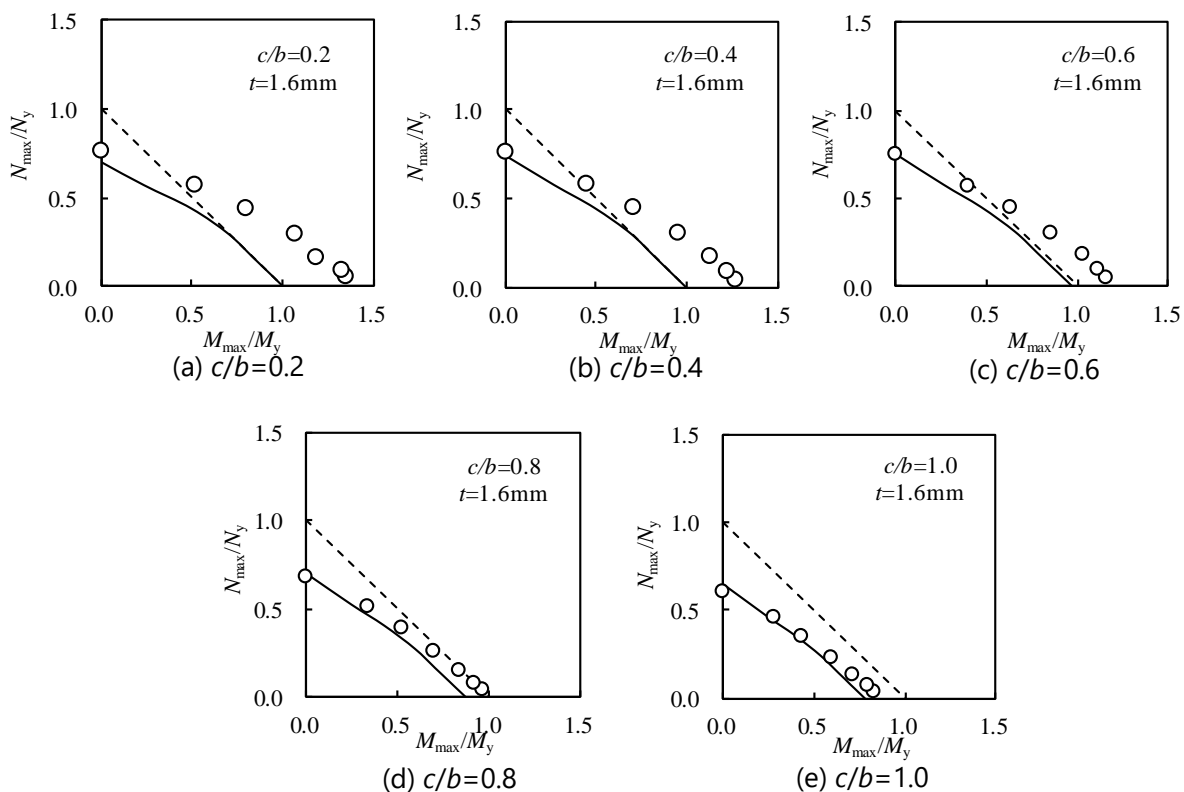


Fig.3.15 Maximum strength of rectangular sections under compression and bending ( $t=1.6$ , eccentric in  $y$  direction)

最大耐力が降伏耐力を上回った代表例として、 $b=100\text{mm}$ 、 $c=40\text{mm}$ 、 $t=1.6\text{mm}$  の部材に  $e=640\text{mm}$  の偏心を与えた解析について、最大耐力時に  $x=150\text{mm}$  の部材断面位置で長辺に生じた  $x$  方向の応力分布を Fig.3.16 に示す。プロットが解析結果を示し、破線が計算耐力を算出する際に仮定した応力分布を示す。薄板軽量形鋼を用いた建築構造物において、パネルの枠材や屋根トラスは、建物が終局状態に至るまで損傷を生じない部材として使用する。このため、構造設計においても材料降伏後の耐力上昇を見込んだ設計は実施されておらず、図中に破線で示す通りの直線的な応力分布を仮定して部材耐力を評価する。一方、実際の構造物では、板厚が厚くなることで局部座屈耐力が上昇し、最大耐力時の長辺の応力分布は降伏耐力を超えて S 字形の非線形状となる(図中の白プロット)。その結果、部材の圧縮縁および引張縁が材料降伏に達した後も塑性変形にともない長辺の負担耐力上昇し、最大耐力と計算耐力との間に差が生じた。

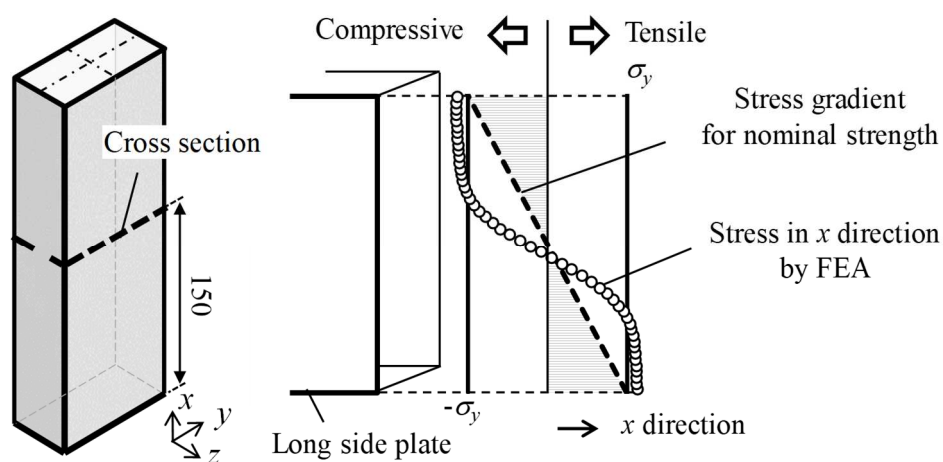


Fig.3.16 Stress gradient on the long side plate elements in  $x$  direction  
( $b=100\text{mm}$ ,  $c=40\text{mm}$ ,  $t=1.6\text{mm}$ , and  $e = 640\text{mm}$ )

### 3. 3. 3 拘束効果を考慮した最大耐力の評価

隣り合う板要素の板幅の違いによって生じる相互拘束効果を考慮した曲げ圧縮部材の最大耐力に関する耐力評価法について考察する。前述の通り、パネル部材の枠材や屋根トラスに薄板軽量形鋼を用いた建物では、構造物が終局状態に至るまで形鋼には損傷を生じさせないという設計思想に基づき部材設計を行う。従って、材料降伏後の耐力上昇を設計上見込むことは、想定外の外乱が建物に作用した場合に設計者の予期せぬ損傷を生じる危険性があるため、積極的には用いられない。一方、最大耐力が降伏耐力を下回る場合については、設計耐力と実耐力との乖離を少なくさせることで、より経済的な設計が実現できる可能性があり、耐力評価法の高精度化が重要である。そこで本論文では、有限要素解析結果で得られた部材耐力が降伏耐力を下回った部材について、計算耐力と部材耐力との比率に隣り合う板要素間での拘束が及ぼす影響について考察した。

軸圧縮が作用する部材の最大耐力に着目した場合、板要素間での拘束効果は弾性局部座屈耐力が低い長辺の座屈後耐力に対して顕著に表れ、短辺に対しては殆ど有意な差は生じない(第 2 章 2.3.3 節)。これは、板要素間での拘束効果は、局部座屈耐力が高い板要素が局部座屈耐力の低い板要素を拘束することに起因して生じるため、その逆である局部座屈耐力の低い板要素が局部座屈耐力の高い板要素を拘束する効果は殆ど期待できないためであると考えられる。そこで本論文では、隣り合う板要素間での拘束効果は、局部座屈耐力の最も低い板要素に発生するものと仮定し、Eq.(3.14.a)~(3.22)で拘束効果の発揮が期待される板要素の負担軸力および曲げモーメントを再計算し、部材耐力を再評価した。以下、本検討に用いた評価式を示す。

#### Long side plate の弾性局部座屈耐力が低い場合

$$M_{nlr} = M_{l_nlr} + M_{s_nl} \quad (3.23.a)$$

$$N_{nlr} = N_{l_nlr} + N_{s_nl} \quad (3.23.b)$$

#### Short side plate の弾性局部座屈耐力が低い場合

$$M_{nlr} = M_{l_nl} + M_{s_nlr} \quad (3.24.a)$$

$$N_{nlr} = N_{l_nl} + N_{s_nlr} \quad (3.24.b)$$

ただし

$M_{nlr}$  : 計算耐力(拘束あり)

$M_{l_nlr}$  : 長辺板要素の負担モーメント耐力(拘束あり)

$M_{l_nl}$  : 長辺板要素の負担モーメント耐力(拘束なし)

$M_{s_nlr}$  : 短辺板要素の負担モーメント(拘束あり)

$M_{s_nl}$  : 短辺板要素の負担モーメント(拘束なし)

$N_{nlr}$  : 計算耐力(拘束あり)

$N_{l_nlr}$  : 長辺の負担軸力(拘束あり)

$N_{l_nl}$  : 長辺の負担軸力(拘束なし)

$N_{s_nlr}$  : 短辺の負担軸力(拘束あり)

$N_{s_nl}$  : 短辺の負担軸力(拘束なし)

Eq.(3.23.a)および(3.23.b)は長辺の板要素に拘束効果が表れることを想定した耐力評価式である。長辺の板側辺部に回転拘束が作用すると仮定して、長辺の負担モーメントおよび負担軸力( $M_{l\_nlr}$  および  $N_{l\_nlr}$ )を評価した。また Eq.(3.24.a), (3.24.b)は短辺に拘束効果が表れることを想定した評価式である。短辺の板側辺部に回転拘束が作用すると仮定して、短辺の負担モーメントおよび負担軸力 ( $M_{s\_nlr}$  および  $N_{s\_nlr}$ ) を評価した。

有限要素解析の結果から最大モーメント  $M_{max}$  と  $N_{max}$  の比率( $M_{max}/N_{max}$ )が等しい  $M_{nl}/N_{nl}$  および  $M_{nlr}/N_{nlr}$  を提案式から計算し、 $M-N$  曲面上で、原点から最大耐力および計算耐力までの距離( $l_{max}$ ,  $l_{nl}$ , および  $l_{nlr}$ ) の比率( $l_{max}/l_{nl}$ ,  $l_{max}/l_{nlr}$ )と  $c/b$  との関係性を調べることで、断面形状の変化が部材の最大耐力の評価精度に及ぼす影響を分析した。Fig.3.17 には、板要素間での拘束効果を考慮した耐力評価の結果と、拘束効果を見逃した耐力評価結果との比較を示す。Fig.3.17(a)が拘束効果を見逃した耐力評価値と解析結果との比率を表し、Fig.3.17(b)が拘束効果を考慮した場合の結果を表す。

拘束効果による影響を見逃した場合、 $l_{max}/l_{nl}$  は 0.96 から 1.24 の間に分布し、特に  $c/b$  が小さい  $c/b=0.2$  および 0.4 の解析において、 $l_{max}/l_{nl}$  が大きくなる傾向を示した。この傾向は、固有値解析で得られた結果(Fig.3.10)と類似の傾向であり、隣り合う板要素間での拘束効果によって計算耐力と最大耐力の差異が大きくなったものと推察する。一方、板要素間での拘束効果を考慮した解析結果では、 $l_{max}/l_{nlr}$  が分布する範囲は 0.96 から 1.15 に狭まり、 $l_{max}/l_{nlr}$  の平均値も 1.05 に減少した。さらに変動係数についても、3.96%まで減少しており、 $c/b$  が小さい断面仕様で  $l_{max}/l_{nlr}$  が大きくなる傾向も確認されなかった。板要素間での拘束効果を考慮することで、長方形断面部材の座屈後耐力に対する評価精度を向上できると言える。

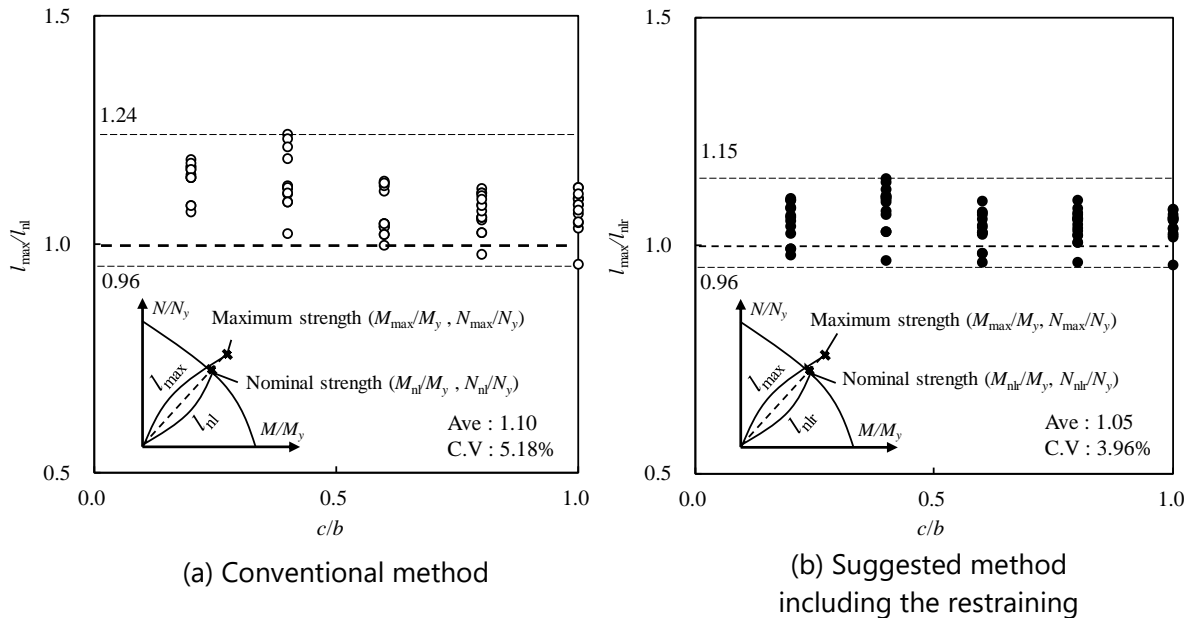


Fig.3.17 Ratio of the maximum strength with the nominal strength

### 3. 4 まとめ

曲げと圧縮の複合力が作用する薄肉長方形断面部材の弾性局部座屈耐力および最大耐力に隣り合う板要素の板幅の違いに起因する拘束効果が及ぼす影響を解析的に明らかにし、耐力評価手法を提案した。以下、本検討を通じて得られた知見をまとめる。

- 曲げ圧縮が作用する長方形断面部材では、局部座屈耐力の低い板要素が局部座屈耐力の高い板要素によって板側辺部の回転変形を拘束されることで、部材の局部座屈耐力が、断面を構成する板要素を単純支持板とみなした場合の計算耐力よりも大きな値となる。この傾向は、弾性局部座屈耐力および最大耐力の双方で確認でき、長辺と短辺の辺幅の差が大きくなるほど顕著に表れる。
- 軸圧縮と曲げの複合力が作用する長方形断面について、板要素間で回転拘束を考慮した弾性局部座屈耐力の評価式を提案した。提案式は、固有値解析に基づく計算耐力と良い対応を示し、軸圧縮、曲げおよび曲げと圧縮の複合力が作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力を提案式で精度よく評価できる。
- 隣り合う板要素間での拘束効果が発揮される部材について、断面を構成する板要素のうち、最も弾性局部座屈耐力が低い板要素については拘束効果を考慮して板要素の負担耐力を評価し、他の板要素は単純支持板とみなして板要素の負担耐力を評価したうえで、各板要素の負担耐力の総和として部材の最大耐力を評価すると、すべての板要素を単純支持板とみなす従来の耐力評価結果よりも、精度の良く部材の最大耐力を評価できる。

付録3.A  $\alpha$  と  $f_2/f_1$  の関係に関する考察

3.2.3 節に示した通り、曲げが作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力は、面内曲げが作用する板要素の板幅が 0.4 倍した断面仕様を有する長方形断面に軸圧縮が作用する場合の弾性局部座屈耐力と概ね等しくなる。ここに、前述の 0.4 倍は、強軸曲げが作用する長方形断面において、面内曲げが作用する長辺の板要素の弾性局部座屈耐力と、一様圧縮が作用する短辺の板要素の弾性局部座屈耐力とが等しくなる部材の短辺の板幅  $c$  と長辺の板幅  $b$  の比率  $c/b$  である。したがって、曲げ圧縮が作用する長方形断面の場合、Eq.(3.15)に示す  $\alpha$  は、強軸曲げと圧縮の複合力が作用する長方形断面において、面内曲げと圧縮の複合力が作用する長辺と、一様圧縮が作用する短辺の局部座屈耐力が等しくなる断面仕様( $c/b$ )と等しい値であると考えられる。

長辺、短辺の双方が単純支持板として挙動する場合、両板要素の弾性局部座屈耐力は以下の通り書くことができる(Eq.(3.1)および Eq.(3.12)より)。

$$\text{長辺の板要素} \quad \sigma_{crb} = \left[ 4 + 2 \left\{ \left( 1 - \frac{f_2}{f_1} \right)^3 + \left( 1 - \frac{f_2}{f_1} \right) \right\} \right] \frac{E\pi^2}{12(1-\nu^2)} \left( \frac{t}{b} \right)^2 \quad (3.A.1)$$

$$\text{短辺の板要素} \quad \sigma_{crc} = 4 \frac{E\pi^2}{12(1-\nu^2)} \left( \frac{t}{c} \right)^2 \quad (3.A.2)$$

従って Eq.(3.A.1)と Eq.(3.A.2)を連立することで、両板要素の弾性局部座屈耐力が等しくなる断面仕様を  $f_2/f_1$  の関数として以下の通り書ける。

$$\frac{c}{b} = \alpha = \sqrt{\frac{4}{4 + 2 \left\{ \left( 1 - f_2/f_1 \right)^3 + \left( 1 - f_2/f_1 \right) \right\}}} \quad (3.A.3)$$

Eq.(3.A.3)で計算した  $f_2/f_1$  と  $\alpha$  の関係および Eq.(3.15)に示す  $\alpha$  と  $f_2/f_1$  の関係を Fig.3.A に示す。図から、 $-1 \leq f_2/f_1 \leq 1$  の範囲において、両式に基づく計算結果は概ね同等の値になると分かる。以上の考察を踏まえ、本論文では  $\alpha$  と  $f_2/f_1$  の関係を簡素な数式表現である Eq.(3.15)でモデル化した。

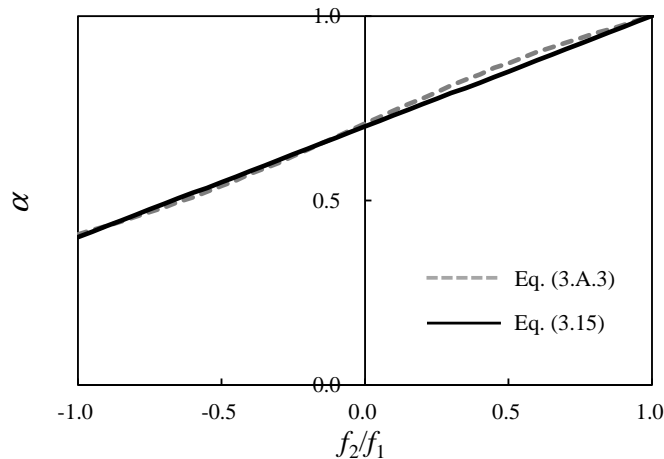


Fig.3.A Relationship between  $\alpha$  and  $f_2/f_1$

付録 3. B 荷重条件の違いが曲げ圧縮耐力に及ぼす影響

曲げ圧縮力が作用する場合の長方形断面部材の最大耐力を評価する場合、荷重条件には、一定軸力下で曲げを作用させる方法と、偏心曲げによって曲げと圧縮を作用させる方法の 2 通りが想定される。そこで本報では、 $\square$ -100x40x0.8 および  $\square$ -100x100x0.8 の断面を有する部材を対象に、前述の荷重条件の違いが部材耐力に及ぼす影響を比較した。結果を Fig.3.B に示す。黒プロットが一定軸力下で曲げが作用する場合の解析結果であり、白プロットが偏心圧縮による解析結果である。両解析結果はいずれも同一直線状に分布することが確認でき、载荷方法の違いが最大耐力に及ぼす影響は殆どなかった。幅厚比が十分に大きい薄板軽量形鋼の場合、部材の最大耐力は断面内の発生応力が降伏強度に達した時点で決まる。したがって最大耐力時において部材の大部分は塑性化には至っておらず、载荷方法の違いが最大耐力時の応力分布にほとんど影響を及ぼさなかったものと推察する。以上の検討結果を踏まえ、本論文では偏心圧縮により曲げと圧縮の複合力を作用させる荷重条件を採用することとした。

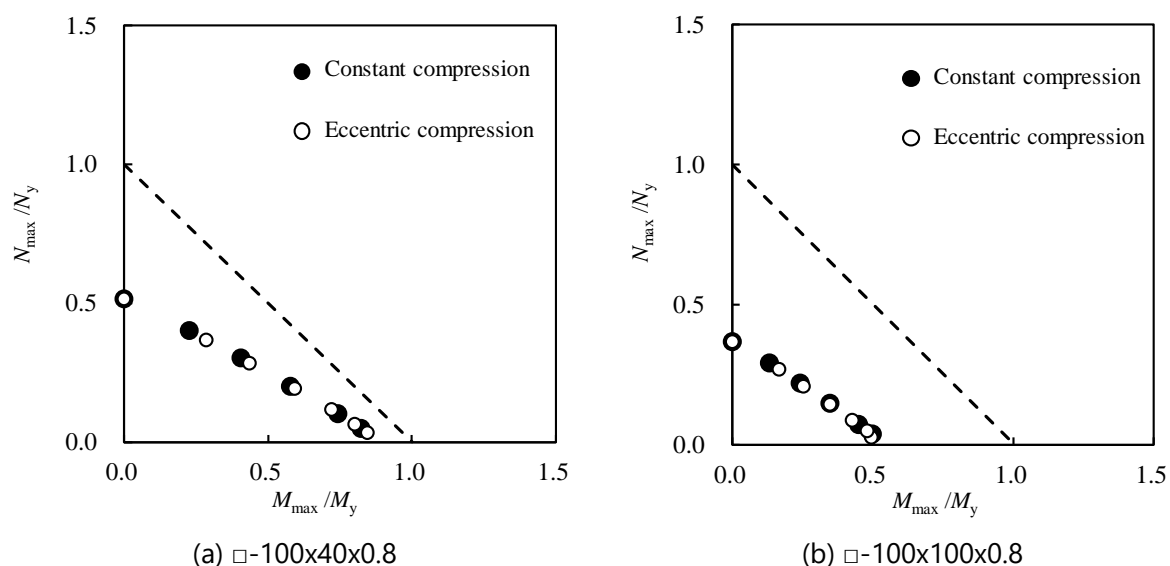


Fig.3.B effect of the load difference  
(eccentric compression or combined load with constant compression and bending)

[参考文献]

- 3.1) Li, Z., Schafer, B.W. : Buckling analysis of cold-formed steel members with general boundary conditions using CUFSM: conventional and constrained finite strip methods, Proceedings of the 20th Int'l. Spec. Conf. on Cold-Formed Steel Structures, pp.17-31, 2010
- 3.2) 日本建築学会 : 鋼構造座屈設計指針, 2009 座屈設計指針
- 3.3) North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members 2016 Edition, American Iron and Steel Institute, 2016
- 3.4) Timoshenko, S. Gere, J. : Theory of elastic stability. McGraw-Hill, 1961
- 3.5) EN 1993-1-3 : Eurocode 3 – Design of Steel Structures, Part 1-3 : General rules – Supplementary rules for cold-formed members and sheeting, CEN – European committee for standardization, 2006
- 3.6) Winter, G. : Strength of Thin Steel Compression Flanges, Journal of Structural Engineering, ASCE, pp.527-576, 1946

4. 八角形断面を有する薄肉閉断面部材の弾性局部座屈耐力および最大耐力

4. 1. はじめに	70
4. 2. 軸圧縮が作用する八角形断面部材の弾性局部座屈耐力	72
4. 2. 1. 有限帯板法による座屈固有値解析	72
4. 2. 2. 断面形状の変化が部材の弾性局部座屈耐力に及ぼす影響	73
4. 3. 軸圧縮が作用する八角形断面部材の弾性局部座屈耐力の評価	76
4. 3. 1. 隣接する板要素が凹凸に変形する局部座屈のモードが生じる場合	76
4. 3. 2. 板同士の接合線の移動を伴うゆがみ座屈のモードが生じる場合	77
4. 3. 3. 固有値解析結果と提案式との比較	80
4. 4. 軸圧縮が作用する八角形断面部材の最大耐力	82
4. 4. 1. 試験概要	82
4. 4. 2. 実験結果	85
4. 5. 八角形断面を構成する各板要素の負担軸力	87
4. 5. 1. 解析モデルの概要	87
4. 5. 2. 各板要素の荷重変形挙動	88
4. 5. 3. 最大耐力時に各板要素が負担する軸圧縮耐力の比較	90
4. 6. 断面形状の変化が八角形断面を構成する板要素の負担軸力に及ぼす影響	92
4. 6. 1. 解析モデルの概要	92
4. 6. 2. 断面仕様の違いが部材の最大耐力に及ぼす影響	94
4. 6. 3. 隣接する板要素からの拘束効を考慮した八角形断面部材の最大耐力評価	96
4. 7. 曲げが作用する八角形断面部材の弾性局部座屈耐力および最大耐力の評価	99
4. 7. 1. 等曲げが作用する八角形断面部材の弾性局部座屈耐力評価	99
4. 7. 2. 等曲げが作用する八角形断面部材の最大耐力評価	104
4. 8. まとめ	106
付録 4.A 八角形断面部材の破壊モード	107

## 4. 八角形断面を有する薄肉閉断面部材の弾性局部座屈耐力および最大耐力

### 4. 1 はじめに

第2章および第3章では、長方形断面部材を対象とした実験と解析を通じて、軸圧縮、曲げ、および曲げ圧縮の荷重が作用する部材の弾性局部座屈耐力および最大耐力に隣接する板要素間での拘束効果が及ぼす影響を明らかにし、部材の局部座屈耐力に関する定量評価手法を提案した。本章では、第2章および第3章で提案した耐力評価手法の一般化をめざし、八角形断面を有する部材に着目した局部座屈挙動の分析ならびに耐力評価に取り組んだ。八角形断面を有する部材の基本的な座屈挙動を実験と解析で明らかにすると共に、提案手法による弾性局部座屈耐力および最大耐力の評価に取り組む。

#### 4. 1. 1 八角形断面部材に関する既往の研究と本章の目的

薄板軽量形鋼は部材断面を構成する板要素の幅厚比が大きいため、断面を構成する板要素の局部座屈の抑制が設計上重要である。この局部座屈の抑制に向けて、リブ付与により座屈を補剛する対策を取る場合があるが、展開長や加工手間の増加に繋がるため不経済な設計を招くという課題がある。展開長や加工手間の増加を招くことなく部材の局部座屈耐力を高める方法の一つとして、八角形断面の適用が考えられる。八角形断面を有する閉断面部材は、溝形鋼などの開断面部材と比較して高いねじり剛性を有し、等しい部材幅を有する正方形断面部材よりも断面を構成する板要素の幅厚比が小さくなるという特徴がある。このため薄板軽量形鋼のように部材断面を構成する板要素に弾性局部座屈が生じうる部材では、高い部材耐力の発揮が期待できる。

八角形断面を有する部材の局部座屈耐力に関する研究には、Bulson<sup>4.1)</sup>、右田<sup>4.2)</sup>、小瀬古<sup>4.3)</sup>の実験的研究や、Teng<sup>4.4)</sup>の理論的研究などがあり、軸圧縮力が作用する正八角形断面部材の座屈挙動については概ね明らかにされていると言える。Bulson は、正4～40角形断面を有する閉断面部材（幅厚比：56～790）の圧縮実験を行い、正4～18角形断面を有する部材において、断面を構成する板要素をすべて単純支持板とみなし各板要素の座屈後耐力を単純累加することで、部材の最大耐力を評価できることを示した。Teng は、正4～正8角形断面を有する部材の座屈固有値解析を行い、軸圧縮条件下において、正8角形断面を有する部材の弾性局部座屈耐力は板要素の幅厚比が等しい正方形および正六角形の弾性局部座屈耐力と等しくなり、なおかつこの弾性局部座屈耐力が同じ幅厚比を有する単純支持板の弾性局部座屈耐力と等しいことを示した。右田は、幅厚比が33.3～66.7の正4～正8角形断面部材の圧縮実験を行い、実験的な耐力評価式を提案した。

また八角形断面の部材では断面形状が必ずしも正八角形であるとは限らず、隣り合う辺の長さが異なる場合も考えられる。小瀬古<sup>4.3)</sup>は最大幅厚比が18.4～51.3の扁平な八角形断面を有する部材の単柱圧縮実験を行い、軸圧縮条件下においては扁平断面を有する八角形部材よりも正八角形断面を有する部材の方が構造的に有利であるとした。しかし、このような正八角形ではない八角形の断面を有する部材の挙動に関する研究例は小瀬古の研究例以外には見当たらず、その力学挙動について十分な知見が得られているとは言い難い。例えば、正多角形断面では軸圧縮条件下において断面を構成する板要素が各々単純支持板のように挙動するのに対して、隣り合う辺の板要

素の幅が異なる八角形断面では、長方形断面部材と同様に、幅の大きい板要素が幅の小さい板要素によって拘束されることで、板要素板側辺部に回転抵抗が生じて単純支持とは異なる境界条件になると考えられる。しかしながら、正八角形以外の八角形断面について、断面形状と局部座屈耐力の関係を明らかにした研究例は無い。また、2章で長方形断面部材を例に示した通り、隣接する板要素の幅が異なる場合、断面を構成する板要素が各々の最大耐力に到達した後は、変形の増加と共に負担耐力が低下することから、全ての板要素が同時に最大耐力を迎えない限り、厳密には板要素の最大耐力を単純累加することはできない。ゆえに、断面を構成する板要素を単純支持板とみなして部材耐力を評価する既往の設計耐力と八角形断面の実性能との対応は、実験や解析を通じて明らかにする必要がある。

以上の背景を踏まえ、本章では軸圧縮力が作用する八角形断面部材について、扁平ではない90度の回転対称の断面を有する八角形断面部材の座屈耐力を明らかにすると共に、弾性局部座屈耐力および最大耐力について、耐力評価手法を提案する。まず、軸圧縮が作用する正方形断面および八角形断面部材の座屈固有値解析を行い、部材の断面形状が弾性局部座屈耐力に及ぼす影響を明らかにする。次に、八角形断面部材に生じる2つの座屈モード（局部座屈とゆがみ座屈）に着目し、各座屈モードに対する弾性局部座屈耐力の耐力評価式をエネルギー法に基づき提案すると共に、数値解析を用いて提案式の妥当性を検証する。その後、隣り合う板要素の幅が異なる八角形断面部材について、軸圧縮が作用する八角形断面部材の最大耐力を実験と解析で定量化し、隣り合う板要素の幅の違いが部材の耐力評価に及ぼす影響を明らかにするとともに、拘束効果ならびに座屈モードの変化を考慮した八角形断面部材の耐力評価手法を提案する。最後に、曲げが作用する八角形断面部材の弾性局部座屈耐力及び最大耐力を数値解析で算出し、本論文が提案する耐力評価手法の適用可否を検討する。

## 4. 2 軸圧縮が作用する八角形断面部材の弾性局部座屈耐力

まず、有限帯板法による固有値解析を行い、部材の断面形状の違いが弾性局部座屈耐力に及ぼす影響を分析する。正方形および八角形断面を有する部材の局部座屈モードを整理し、部材の弾性局部座屈耐力と単純支持板の弾性局部座屈耐力との比較を通じて、隣り合う板要素の幅厚比の違いが部材の弾性局部座屈耐力に及ぼす影響を明らかにする。

### 4. 2. 1 有限帯板法による座屈固有値解析

第2章、第3章に示した固有値解析と同様に、有限帯板法による固有値解析ソフト CU-FSM を用いて八角形断面を有する部材の弾性局部座屈耐力に部材の断面形状が及ぼす影響を分析した。解析対象は、部材幅  $D (=100\text{mm})$ 、板厚  $t (=0.8\text{mm}, 1.0\text{mm}, 1.2\text{mm})$  の正方形断面および八角形断面を有する閉断面部材である (Fig.4.1)。軸力部材を想定し、断面内に一様な軸圧縮応力が作用する部材の座屈固有値を解析で求めた。解析モデルは、断面を構成する各板要素を各々板幅方向に 8 等分した断面形状を有する。各々の板要素に生じる弾性座屈の波形を、材軸方向では正弦関数半波に、材軸と直交する方向では 3 次の多項式にそれぞれ近似のうえ、部材長を 10mm から 5000mm まで変化させた固有値解析を実施し、弾性局部座屈耐力を求めた。解析のパラメータは部材の角部幅  $w$  と板厚  $t$  である。 $t=0.8\text{mm}$ 、 $1.0\text{mm}$ 、および  $1.2\text{mm}$  の 3 通りの板厚について、角部の幅  $w$  (Fig.4.1(d)) を 0mm から 29mm まで 1mm きざみで変化させた軸圧縮解析を行い、断面形状の違いが弾性局部座屈耐力に及ぼす影響を調べた。材料には引張強度が  $400\text{N/mm}^2$  級の鋼を想定し、ヤング係数  $E=205000\text{N/mm}^2$ 、ポアソン比  $\nu=0.3$ 、降伏応力  $\sigma_y=280\text{N/mm}^2$  とした。

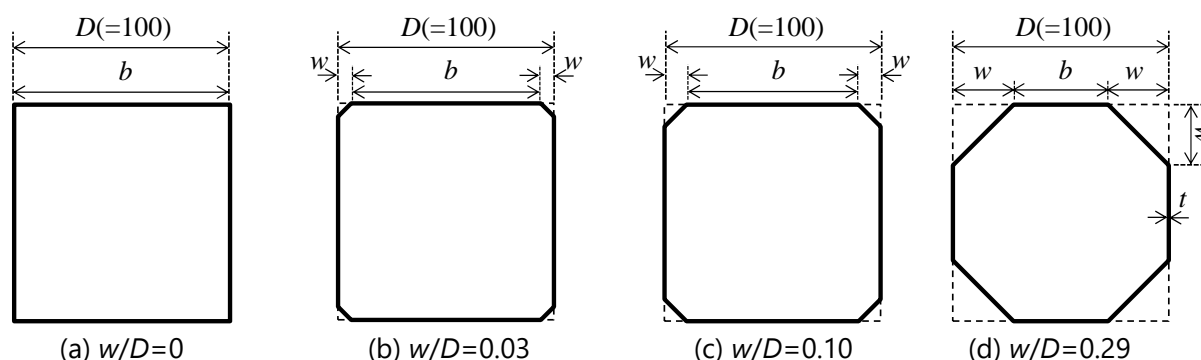


Fig.4.1 Section examples for the Finite Strip Analysis

4. 2. 2 単純支持板の弾性局部座屈耐力と解析結果の比較

解析より得られた座屈モードを Fig.4.2 に示す. 図から, 本解析では隣り合う板要素間の接合線が回転して各板要素が面外方向へ凹凸に変形する座屈(局部座屈)のモードと, 接合線の水平移動と回転が連成する座屈(ゆがみ座屈)のモードが生じたことが分かる. 正方形断面では, 接合線が回転して隣り合う板要素が交互に凹凸に変形する局部座屈のモードが発現し, 接合線の移動は生じなかった(Fig.2(a)). 八角形断面では, 角部の幅  $w$  が非常に小さい八角形断面( $w/D=0.03$ )では, 接合線の水平移動と回転が連成するゆがみ座屈モードが生じ(Fig.2(b)), 角部の幅が大きくなると( $w/D=0.10$ )接合線の水平移動が抑制されて, ゆがみ座屈から局部座屈へと座屈モードが変化した(Fig.2(c)). 正八角形断面( $w/D=0.29$ )の座屈モードは, 基本的に  $w/D=0.10$  と同様であり, 接合線の移動を伴うことなく接合線の回転のみが生じる局部座屈の座屈モードであった (Fig.2(d)).

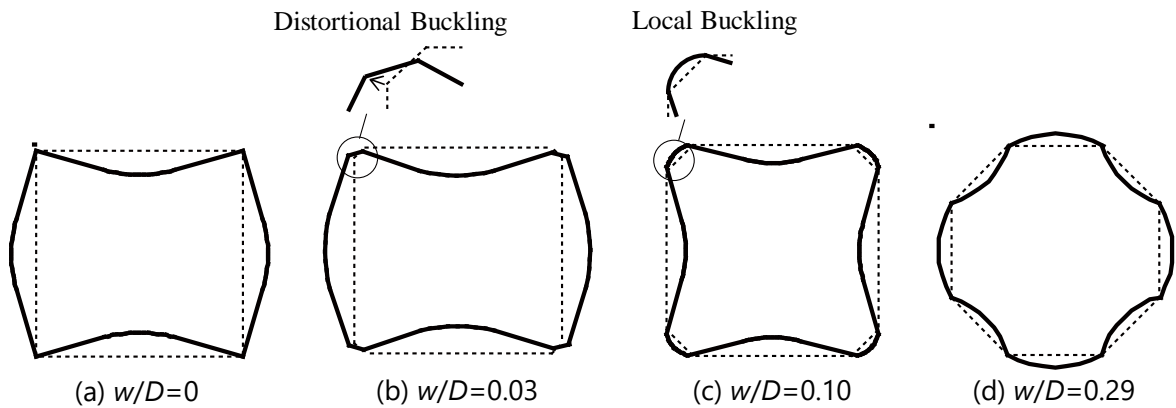
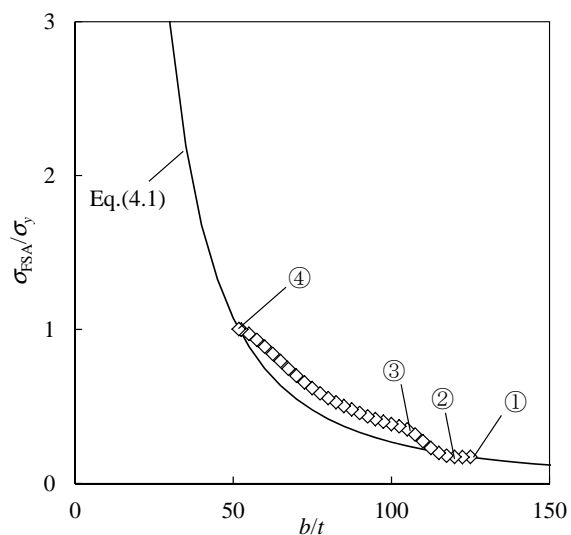


Fig.4.2 Buckling mode obtained by eigenvalue analysis

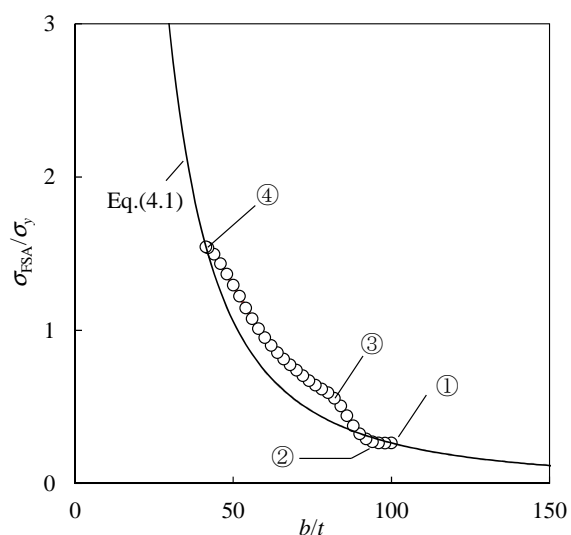
$\sigma_{FSA}/\sigma_y$  (FSA より得た弾性座屈耐力  $\sigma_{FSA}$  を材料の降伏応力  $\sigma_y$  で無次元化した値) と  $b_1/t$  ( $b_1$  は幅の大きい板要素の幅) の関係を Fig.4.3 に示す. 図中のプロットは有限帯板法による固有値解析の結果を示し, 実線は Eq.(4.1) で計算した単純支持板の弾性局部座屈耐力  $\sigma_{cr\_k=4}$  である. 断面内の板要素の中で最大幅を有する要素が最初に座屈すると考え, 幅の大きい板要素の幅を板幅  $b$  の単純支持板( $k=4$ )とみなして  $\sigma_{cr\_k=4}$  計算した. なお, Fig.4.3 の①~④は, 各々 Fig.4.4 の①~④と対応している.

$$\sigma_{cr\_k=4} = k \frac{E\pi^2}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2 = 4 \frac{E\pi^2}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2 \quad (4.1)$$

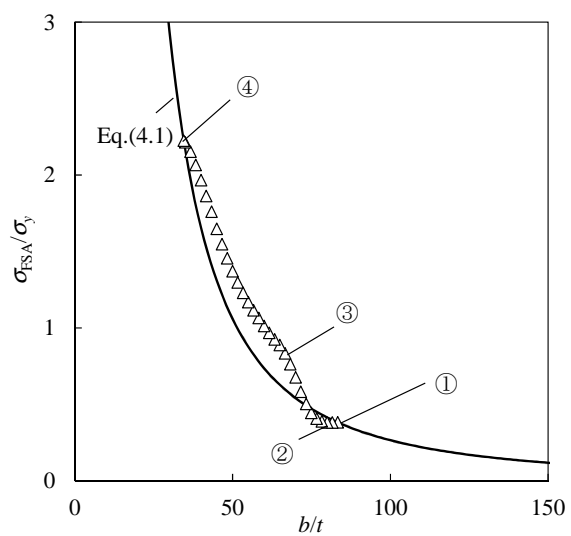
図から, 隣り合う板要素の幅が等しい正方形断面(図中①)と正八角形断面(図中②)の弾性局部座屈耐力は単純支持された板要素の座屈耐力(Eq.(4.1))と等しいことが分かる. 一方, 隣り合う板要素の幅が異なる八角形断面の場合(例えば, 図中③など)では, 単純支持板の弾性局部座屈耐力に対して解析値が全般的に大きめの耐力を与えた.



(a)  $t=0.8\text{mm}$



(b)  $t=1.0\text{mm}$



(c)  $t=1.2\text{mm}$

Fig.4.3 elastic local buckling strength by eigenvalue analyses

断面形状の変化に伴う弾性座屈耐力の変化を考察するために、 $w/D$  (部材幅  $D$  に対する角部の幅  $w$  の比率) と  $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,k=4}$  (固有値解析から得た弾性局部座屈耐力  $\sigma_{FSA}$  を単純支持板の弾性局部座屈耐力  $\sigma_{cr,k=4}$  で除した値) の関係を Fig.4.4 に示す. 図から、 $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,k=4}$  は断面形状 ( $w/D$  により変化) の影響を強く受けていることが確認できる. 正方形断面 (Fig.4.4 中①の線:  $w/D=0$ ) では  $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,k=4}$  は 1.0 であるが、角部幅  $w$  が非常に小さいケース (Fig.4.4 中②:  $w/D \doteq 0.03$ ) では  $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,k=4}$  は 0.9 程度まで減少する. ここから角部幅  $w$  を大きくすると (Fig.4.4 中③:  $w/D \doteq 0.10$ ),  $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,k=4}$  は逆に 1.45 程度まで上昇し、正八角形断面 (Fig.4.4 中④:  $w/D \doteq 0.29$ ) になると  $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,k=4}$  は再び 1.0 に近づく.

正方形断面および正八角形断面の座屈モード (Fig.4.2(a), 4.2(d)) を見ると、板要素間の接合線が移動すること無く回転している様子が分かる. これらの隣り合う板要素の幅が等しい断面では、隣り合う板要素同士が相互に影響を及ぼすことなく接合線が回転するため、各板要素の境界条件は単純支持とみなすことができ、 $\sigma_{FSA}$  は  $\sigma_{cr,k=4}$  と同じ値になった. 隣り合う辺の長さが異なる八角形断面のうち、 $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,k=4}$  が 1 よりも大きくなる③のケースについては、接合線の移動を生じることなく接合線が回転し、幅厚比の大きい板要素と幅厚比の小さい板要素が凹凸に変形している (Fig.4.2(c)). 隣り合う板要素の幅厚比が異なる場合、幅厚比の大きい板要素は幅厚比の小さい板要素によって拘束される. その結果、局部座屈が生ずる幅厚比の大きい板要素の側辺部 (幅厚比の小さい板要素との接合線) に回転抵抗が生じ、弾性座屈耐力が板要素を単純支持板とみなした場合よりも大きくなる.  $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,k=4}$  が 1 より低くなった②のケースでは、接合線の移動を伴う座屈が生じていることが分かり (Fig.4.2(b)), 座屈モードが局部座屈からゆがみ座屈へと変化したことで弾性局部座屈耐力の低下が生じたものと考えられる.

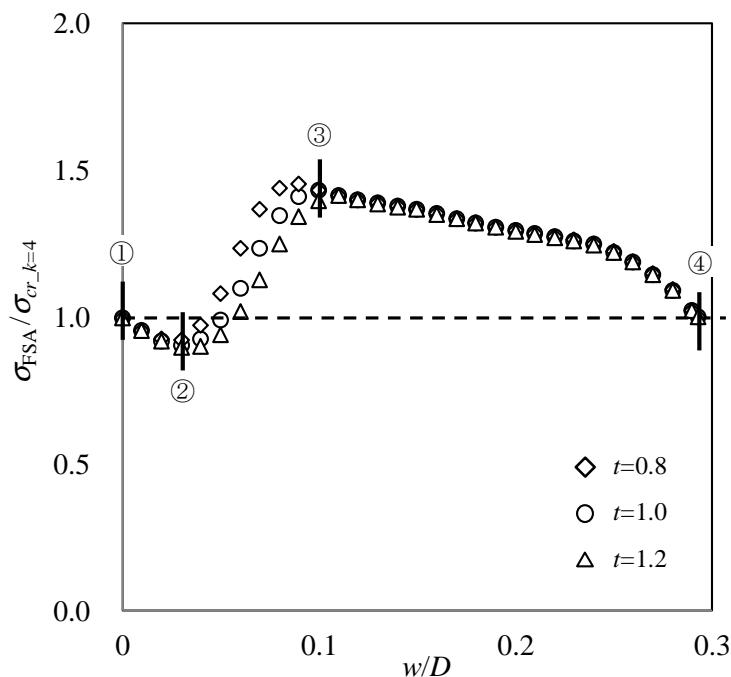


Fig.4.4 Effect of section shape

4. 3 軸圧縮が作用する八角形断面材の弾性局部座屈耐力の評価

前節では、隣り合う板要素の幅が異なる八角形断面材の弾性局部座屈耐力が、断面を構成する板要素を単純支持板とみなした場合の理論的な弾性局部座屈耐力よりも高くなり得ることを示した。本節では、固有値解析から得られた座屈モードを基に、部材の弾性局部座屈耐力に関する耐力評価式の構築に取り組む。

4. 3. 1 隣接する板要素が凹凸に変形する局部座屈のモードが生じる場合

八角形断面を構成する各板要素が凹凸に変形する局部座屈のモードが発生する場合、部材の弾性局部座屈耐力は、板幅の大きいside plate (Fig.4.5)の局部座屈によって決まるものと考えられる。ここに部材断面の対称性を考慮すれば、side plate の弾性局部座屈耐力は、長方形断面と同様に、材軸方向に延設する板要素両側辺部に回転バネを有する板要素の弾性局部座屈耐力に等しいと考えられる (Fig.4.5)。以上より、本論文では第2章に示した長方形断面材の弾性局部座屈耐力に関する評価式と同じ評価式を用いて八角形断面材の弾性局部座屈耐力を評価できると仮定し、長辺の座屈係数  $k$  を下式で評価し、部材の弾性局部座屈耐力を評価した。なお評価式の導出過程については2章に詳細を記述したため、本章では省略する。

$$k = 4\gamma + 6.98(1 - \gamma) \tag{4.2}$$

$$\text{ただし } 0 < c/b \leq 0.1 \text{ の場合} \quad \gamma = 4.6 \frac{c}{b} \tag{4.3.a}$$

$$0.1 < c/b \leq 1 \text{ の場合} \quad \gamma = 0.4 + 0.6 \frac{c}{b} \tag{4.3.b}$$

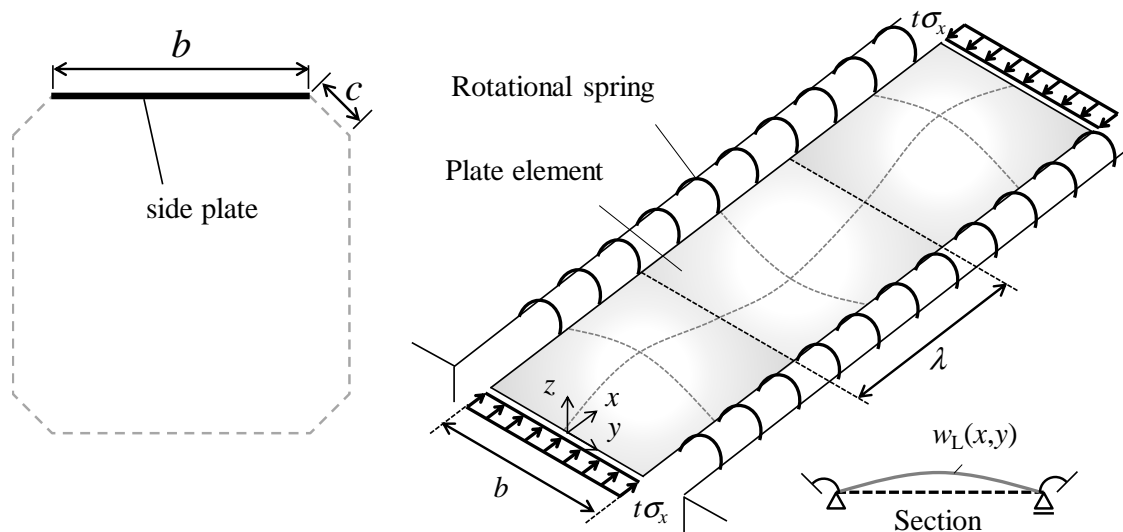


Fig.4.5 Plate element elastically restrained along its longitudinal edges

4. 3. 2 板同士の接合線の移動を伴うゆがみ座屈のモードが生じる場合

ゆがみ座屈による座屈モードが生じる場合について、八角形断面を  $R_x$  回転と  $R_y$  回転とで曲げ剛性が異なる4枚の異方性板( $b_{eq} = b + c/\sqrt{2}$ )からなる正方形断面とみなし、座屈耐力の評価を試みた(Fig.4.6). なお本論文において、4枚の異方性板はすべて等しい面外曲げ剛性・板幅を有する異方性板であると考え、側辺部の境界条件は単純支持に等しいと仮定している.

異方性板における曲げモーメントと面外方向のたわみの関係は、例えば文献 4.5)が示す通り、下式の通り書ける. なお、 $w_d$ は面外方向( $z$ 方向)へのたわみを表し、 $M_x$ と $M_y$ は単位幅あたりに作用する $x$ 軸方向( $y$ 軸回り)および $y$ 軸方向( $x$ 軸回り)の曲げモーメントを表し、 $I_x$ は異方性板の断面二次モーメント( $y$ 軸回り)を表し、 $\nu_x$ および $\nu_y$ は異方性板の見かけ上のポアソン比である.

$$M_x = -D_x \left( \frac{\partial^2 w_d}{\partial x^2} + \nu_x \frac{\partial^2 w_d}{\partial y^2} \right) \quad (4.4.a)$$

$$M_y = -D_y \left( \frac{\partial^2 w_d}{\partial y^2} + \nu_y \frac{\partial^2 w_d}{\partial x^2} \right) \quad (4.4.b)$$

$$M_{xy} = M_{yx} = D_{xy} \frac{\partial^2 w_d}{\partial x \partial y} \quad (4.4.c)$$

ただし  $D_x = \frac{EI_x}{(1-\nu_x\nu_y)b_{eq}} \quad (4.5.a)$

$$D_y = \frac{Et^3}{12(1-\nu_x\nu_y)} \frac{b+c/\sqrt{2}}{b+c} \quad (4.5.b)$$

$$2D_{xy} = 4(GJ_{xy}) + \nu_x D_x + \nu_y D_y = \frac{Et^3}{6(1+\nu)} \frac{b+c}{b+c/\sqrt{2}} + \nu_x D_x + \nu_y D_y \quad (4.5.c)$$

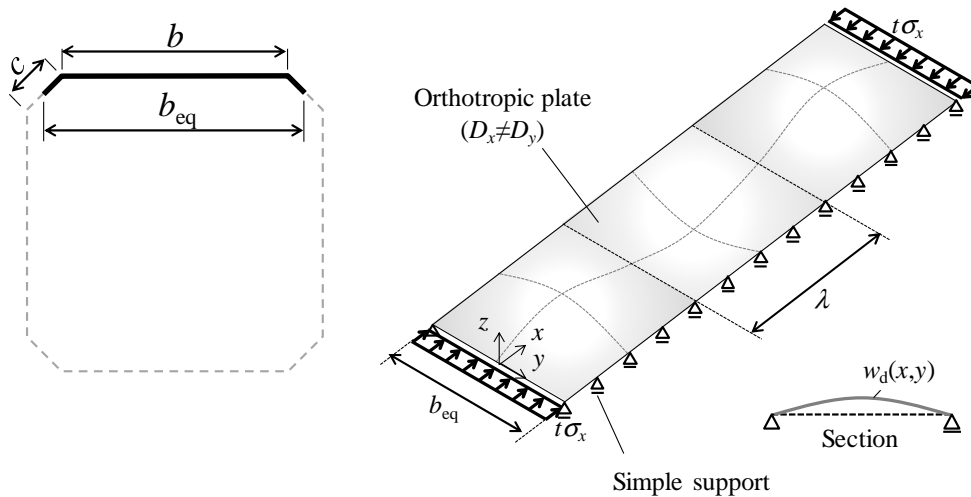


Fig.4.6 Orthotropic plate element composed of the octagonal section

また、板要素に保存されるひずみエネルギーの増分 $\Delta U_d$ と、外力仕事によるエネルギー $\Delta T_d$ の増分は各々以下の通り書ける。

$$\Delta U_d = \frac{1}{2} \int_0^a \int_0^{b_{eq}} \left\{ D_x \frac{\partial^2 w_d}{\partial x^2} + D_y \frac{\partial^2 w_d}{\partial y^2} + 2D_{xy} \frac{\partial^2 w_d}{\partial x \partial y} \right\} dx dy \quad (4.6.a)$$

$$\Delta T_d = -\frac{1}{2} \int_0^a \int_0^{b_{eq}} \left\{ N_x \left( \frac{\partial w_d}{\partial x} \right)^2 \right\} dx dy \quad (4.6.b)$$

ここに、固有値解析において板幅方向に生じる座屈モードは常に半波の凸形状となっていたことを考慮し、板幅方向の変位関数を sin 半波で近似することで、板要素の変位関数を無限級数により Eq.(4.7)で近似した。

$$w_d = \sum_{n=1}^{\infty} a_n \sin \frac{\pi x}{b_{eq}} \sin \frac{n\pi y}{a} \quad (4.7)$$

以上より、エネルギー法に基づき、Eq.(4.7)を Eq.(4.6.a)および(4.6.b)に代入して $\Delta E_d = \Delta T_d$ を満足する最小の軸圧縮荷重  $N_x$  を計算することで、異方性板の弾性局部座屈耐力 $\sigma_{dcr}$ を以下の通り算出できる。

$$\sigma_{dcr} = \frac{2}{t} \left( \frac{\pi}{b_{eq}} \right)^2 \left( D_{xy} + \sqrt{D_x D_y} \right) \quad (4.8)$$

Eq.(4.8)による弾性座屈耐力の評価を行う場合、 $D_x$ 、 $D_y$ 、 $D_{xy}$ の値を定義する必要がある。しかしながら、Eq.(4.5.a)、(4.5.b)、(4.5.c)に示した通り、 $D_x$ 、 $D_y$ 、 $D_{xy}$ は未定係数 $u_x$ 、 $u_y$ を含む値であるため、一義的な値に定めることが困難である。一般に、異方性板の座屈を考える場合、 $D_x$ が $D_y$ に対して十分に大きい部材では、 $u_x = u_y = 0$ が近似的に成り立つ。しかしながら、八角形断面部材においては、 $w/D$ が小さくなるほど部材の断面形状は正方形に近づくことから、見かけ上のポアソン比も材料のポアソン比 $u_x = u_y = 0.3$ へ収束するものと考えられる。

そこで本論文では、ゆがみ座屈の座屈モードが発生した固有値解析の結果と、 $u_x = u_y = 0$ と仮定して Eq.(4.8)で計算した弾性座屈耐力、ならびに $u_x = u_y = 0.3$ と仮定して Eq.(4.8)で計算した弾性座屈耐力との比較を行った。結果を Fig.4.7 に示す。図の縦軸は弾性座屈耐力を表し、横軸は  $w/D$  を表す。図中のプロットが固有値解析から得られた弾性局部座屈耐力 $\sigma_{FSA}$ であり、実線が $u_x = u_y = 0$ として計算した弾性局部座屈耐力の計算値 $\sigma_{dcr}$ であり、破線は $u_x = u_y = 0.3$ で計算した計算耐力 $\sigma_{dcr}$ である。

$w/D$  が 0 の場合、部材の断面形状は正方形となるため、解析結果はポアソン比を 0.3 とみなした計算耐力と一致する。ここから  $w/D$  が増加すると、解析結果は徐々に  $\nu_x = \nu_y = 0$  として算出した計算耐力に近づき、以降、実線とプロットは概ね良い対応を示した。実際の構造部材を考えた場合、 $w/D$  が角部の幅と八角形断面部材の外径の比率であり、 $w/D$  が極端に小さい断面仕様を有する部材を製作することは困難であると推察される。従って本論文では、 $w/D$  が小さい場合に固有値解析結果を過小評価する傾向にあるものの、 $\nu_x = \nu_y = 0$  とみなして八角形断面部材に生じるゆがみ座屈耐力を評価することとした。

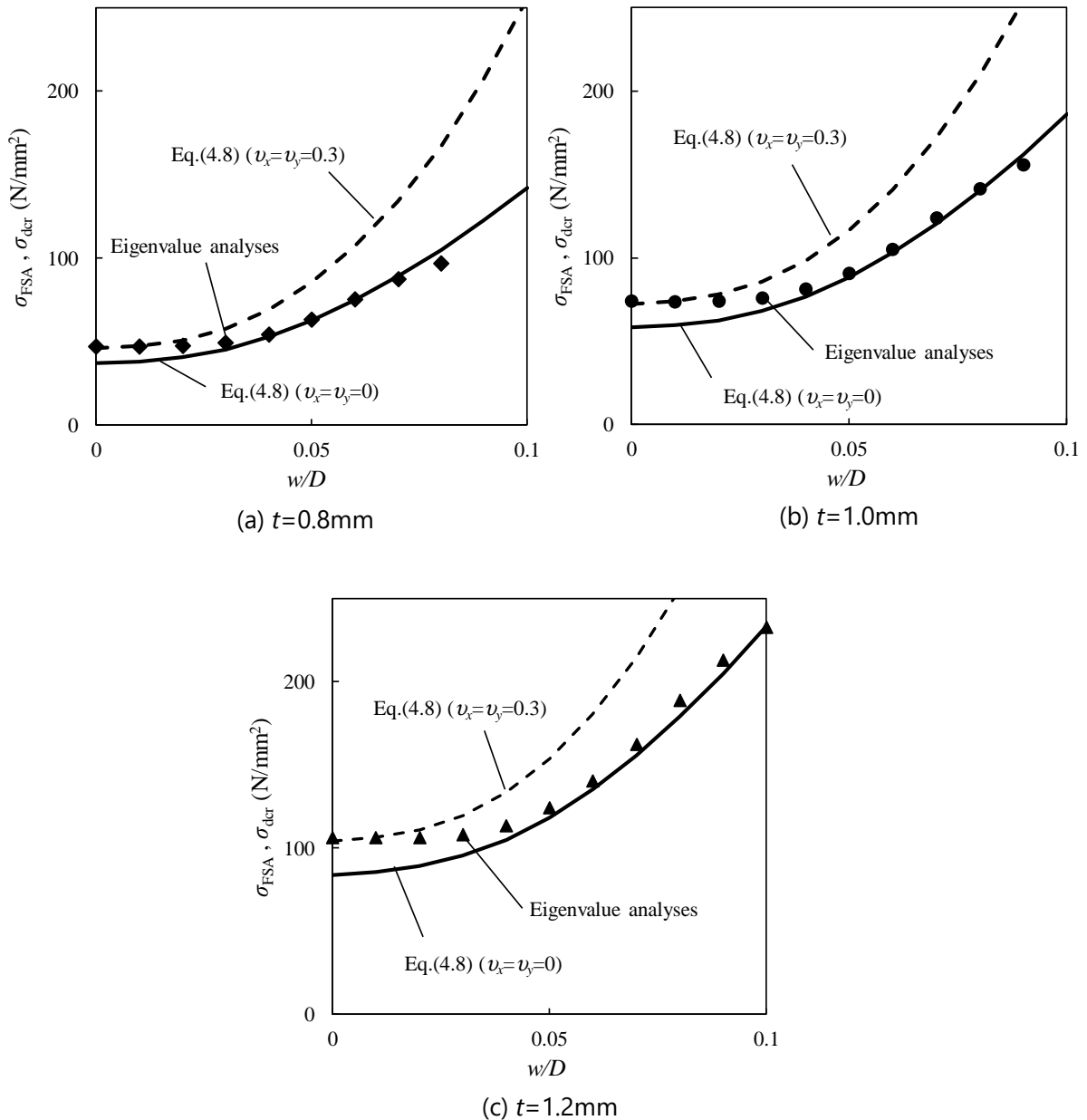


Fig.4.7 Comparison of  $\sigma_{FSA}$  and  $\sigma_{cr,d}$

4. 3. 3 固有値解析結果と提案式との比較

Fig.4.8 には、 $t=0.8\text{mm}$  の部材について、Eq.(4.1)および Eq.(4.2)を用いて計算した弾性局部座屈耐力と、Eq.(4.8)を用いて計算したゆがみ座屈耐力の関係を示す。図中の実線は板要素が凹凸に変形する局部座屈のモードに対する計算耐力を表し、破線はゆがみ座屈に対する計算耐力を表す。 $w/D$  が小さい断面仕様では、 $\sigma_{\text{dcr}}/\sigma_{\text{cr},k=4}$  が  $\sigma_{\text{Lcr}}/\sigma_{\text{cr},k=4}$  を下回り、部材の弾性局部座屈耐力はゆがみ座屈によって決まることが分かる。なお、 $w/D=0$  において  $\sigma_{\text{dcr}}/\sigma_{\text{cr},k=4}$  が 1.0 に収束していないのは、Eq.(4.8)において  $u_x=v_y=0$  と仮定して  $\sigma_{\text{dcr}}$  を計算したためである。 $w/D$  が 0 から大きくなると、 $\sigma_{\text{dcr}}/\sigma_{\text{cr},k=4}$  は  $w/D$  の増加と共に値が大きくなるのに対して、 $\sigma_{\text{Lcr}}/\sigma_{\text{cr},k=4}$  は  $w/D$  の増加に伴い減少する傾向を示し、 $c/b=0.08$  で  $\sigma_{\text{dcr}}$  と  $\sigma_{\text{Lcr}}$  は概ね等しい値となった。 $c/b$  がさらに増加すると、 $\sigma_{\text{Lcr}}/\sigma_{\text{cr},k=4}$  が  $\sigma_{\text{dcr}}/\sigma_{\text{cr},k=4}$  を下回り、部材の弾性局部座屈耐力は板が凹凸に変形する板の局部座屈によって決まる断面仕様となることが分かる。以降、 $w/D$  の増加と共に  $\sigma_{\text{Lcr}}/\sigma_{\text{cr},k=4}$  の値は減少し、 $w/D=0.29$ (正八角形)に至ると  $\sigma_{\text{Lcr}}/\sigma_{\text{cr},k=4}$  は 1.0 に至った。

Fig.4.9 には、 $\sigma_{\text{FSA}}/\sigma_{\text{ocr}}$ (固有値解析から求めた弾性局部座屈耐力  $\sigma_{\text{FSA}}$  を提案手法で計算した計算耐力  $\sigma_{\text{ocr}}$  で除した値)と  $w/D$  の関係を示す。なお、 $\sigma_{\text{ocr}}$  は Eq.(4.1)~(4.3.b)に基づき計算した弾性局部座屈耐力  $\sigma_{\text{Lcr}}$  と、Eq.(4.8)で計算したゆがみ座屈耐力  $\sigma_{\text{dcr}}$  のうち小さいほうの値であり、Eq.(4.9)で求めた。

$$\sigma_{\text{ocr}} = \min(\sigma_{\text{dcr}}, \sigma_{\text{Lcr}}) \quad (4.9)$$

図中の白プロットは  $\sigma_{\text{Lcr}}$  が  $\sigma_{\text{dcr}}$  以下となる場合の結果を示し、黒プロットは  $\sigma_{\text{dcr}}$  が  $\sigma_{\text{Lcr}}$  未満となる場合の結果を示す。 $w/D$  が 0.05 よりも小さい場合において、 $w/D$  の減少に伴い  $\sigma_{\text{FSA}}/\sigma_{\text{ocr}}$  の値が 1.0 よりも大きくなる傾向を示したものの、 $w/D \geq 0.05$  の範囲においてプロットは 1.0(図中の実線)近傍に分布しており、提案式によって八角形断面部材の弾性局部座屈耐力およびゆがみ座屈耐力を精度よく評価できたと分かる。

$w/D$  が 0.05 から 0.29 の範囲にある断面仕様では、 $\sigma_{\text{FSA}}/\sigma_{\text{ocr}}$  は 0.98 から 1.08 の間に分布していた。このとき、解析結果には局部座屈による座屈モードを示した場合と、ゆがみ座屈による座屈モードを示した場合の双方が含まれており、提案式が弾性局部座屈耐力およびゆがみ座屈耐力の双方に対して精度の良い評価結果を与えたと言える。一方、 $w/D$  が 0.05 よりも小さくなると、 $w/D$  の減少と共に  $\sigma_{\text{FSA}}/\sigma_{\text{ocr}}$  が増加し、 $w/D=0$  の断面仕様において  $\sigma_{\text{FSA}}/\sigma_{\text{ocr}}=1.27$  に至った。本論文にて提案する評価式は、ゆがみ座屈耐力を評価する際にポアソン比を 0 と仮定して弾性局部座屈耐力を計算する。このため、Fig.4.7 に示した通り、 $w/D$  が小さい領域で計算耐力が解析結果を過小評価し、 $\sigma_{\text{FSA}}/\sigma_{\text{ocr}}$  が増加した。

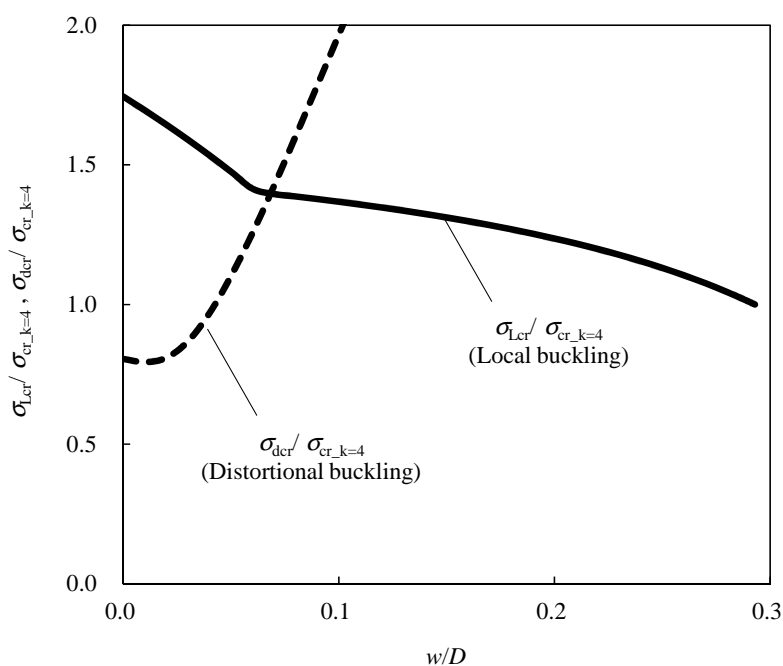


Fig.4.8 calculated elastic local buckling strength by suggested equations

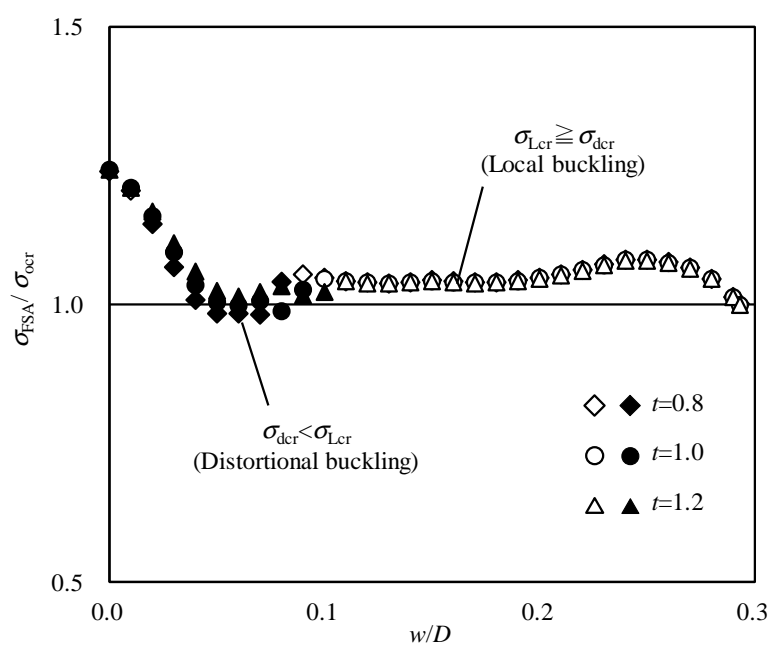


Fig.4.9 Evaluation results of elastic local buckling strength on octagonal section members

#### 4. 4 軸圧縮が作用する八角形断面部材の最大耐力

本節では、八角形断面を有する部材の短柱圧縮実験を行い、隣り合う板要素の幅が異なる八角形断面部材について、弾性局部座屈後の最大耐力（座屈後耐力）を定量化するとともに、板要素を全て単純支持板とみなす既往の設計指針に基づく計算耐力と部材の最大耐力との対応関係を明らかにする。

##### 4. 4. 1 試験概要

Fig.4.10 には、試験体の断面図と立面図を示す。本実験では、試験体の部材幅  $D$  (=100mm) と部材長さ  $L$  (=400mm) が一定で角部幅  $w$  を変化させた 4 体の試験体を用いて実験を行った。SQ-00 は  $w=0$ mm の正方形断面を有する試験体である。隣接する板要素の幅厚比が全て等しく、断面を構成する板要素の端部境界条件はピン支持と等しくなる。Oct-03 は、 $w=3$ mm の非常に小さい角部を有する試験体であり、角部の回転を伴うゆがみ座屈 (Fig.4.2(b)) の発生を想定している。Oct-10 と Oct-20 は各々  $w=10$ mm と  $w=20$ mm の角部を有する試験体である。隣接する板要素の幅を変化させることで、幅の大きい板要素 (side plate) の側辺部の回転変形を幅の小さい板要素 (corner plate) で拘束している。

Fig.4.11 には、試験体の製作工程を示す。まず 2 枚の鋼板を用意し、各試験体とも折曲げ円弧部の最外縁の曲げ半径が 2.0mm になるように曲げ加工を行い、開断面のコの字形状を有する形鋼を 2 つ製作した。次にレーザー溶接機で突合せ溶接をおこない閉断面形状を有する試験体とした。溶接に伴う突合せ部の形状や材質の変化が部材の最大耐力に影響を及ぼさないように、溶接シームの位置は最大耐力時に材軸方向の発生応力が最も小さくなる side plate の中心に配した。また、溶接組立後に試験体の両端面を研磨し、端面を平坦にした。なお、試験体製作の過程で生じる残留応力については、有限要素解析で残留応力を無視したモデルでの解析結果と実験結果が概ね一致することを確認しており、本実験に用いた部材の最大耐力に及ぼす影響は少なかったと考えている。また板要素の元たわみが最大耐力に与える影響は小さい<sup>4,6)</sup>ことから、本実験において板要素の元たわみが最大耐力に及ぼす影響は少なかったものと推察する。

Table 4.1 には、鋼材の材料引張試験結果を示す。本試験体に使用した鋼材は、引張強度が 400N/mm<sup>2</sup> 級の薄鋼板である。JIS 規格の Z2241 に基づき JIS5 号試験片を用いて材料引張試験を行い、素材の機械的特性を確認した。

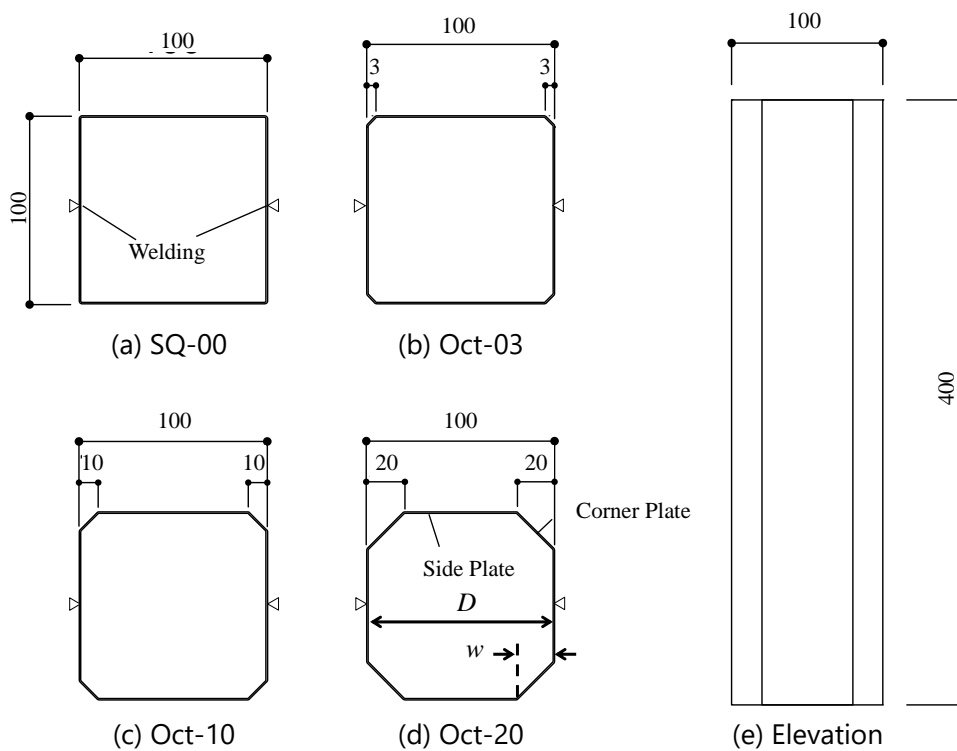


Fig.4.10 Specimens

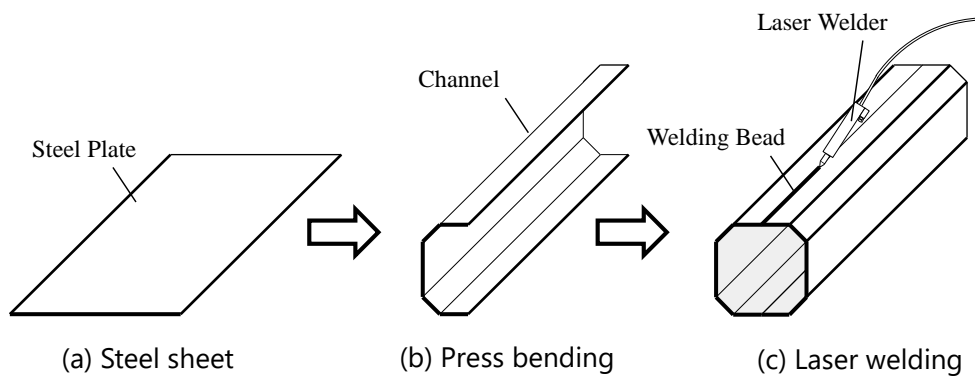


Fig.4.11 Production process of the test specimen

Table.4.1 Material properties

Plate Thickness (mm)	0.1 % Offset Stress (MPa)	0.2 % Offset Stress (MPa)	Tensile Strength (MPa)	Yield Ratio (%)	Elongation (%)
0.813	315	331	439	75.1	33

Fig.4.12 には、試験体のセットアップ概要を示す。荷重装置は、試験体の両端と荷重板とがメタルタッチすることで試験体に圧縮力が作用する機構を有する (Fig.4.12(a)). 試験体と荷重板の接触部近傍で端面の形状不整に起因した局部変形が発生することを防止するために、試験体の上下端から各々50mm の範囲は side plate の面外変形を治具で拘束した (Fig.4.12(b)).

Fig.4.13 には、変位とひずみの計測計画を示す。変位は、25mm ストロークの変位計を 4 箇所設置し、上下の荷重板間の変位を計測した。ひずみは、試験体中央部に貼り付けたひずみゲージで計測した。なお、溶接部の無い side plate の片方は、ひずみゲージを試験体の表裏に貼り付け、板の局所的な曲げによるひずみの変化を観察できる計測計画とした。

荷重は、軸方向の単調圧縮荷重である。まず予備荷重として弾性局部座屈耐力の 50% の圧縮力を加え、試験体の 4 面に貼り付けたひずみゲージで材軸方向に均一なひずみが生じていることを確認した。このときひずみの値に偏りがある場合は球座の位置を調整し、ひずみの差が $\pm 10\%$ 以内に収まるようにした。その後、荷重をかけた状態で球座を固定してから荷重が 1kN になるまで除荷をし、本荷重を開始した。本荷重は変位制御で行い、最大耐力の 80% まで部材耐力が劣化した時点で除荷した。

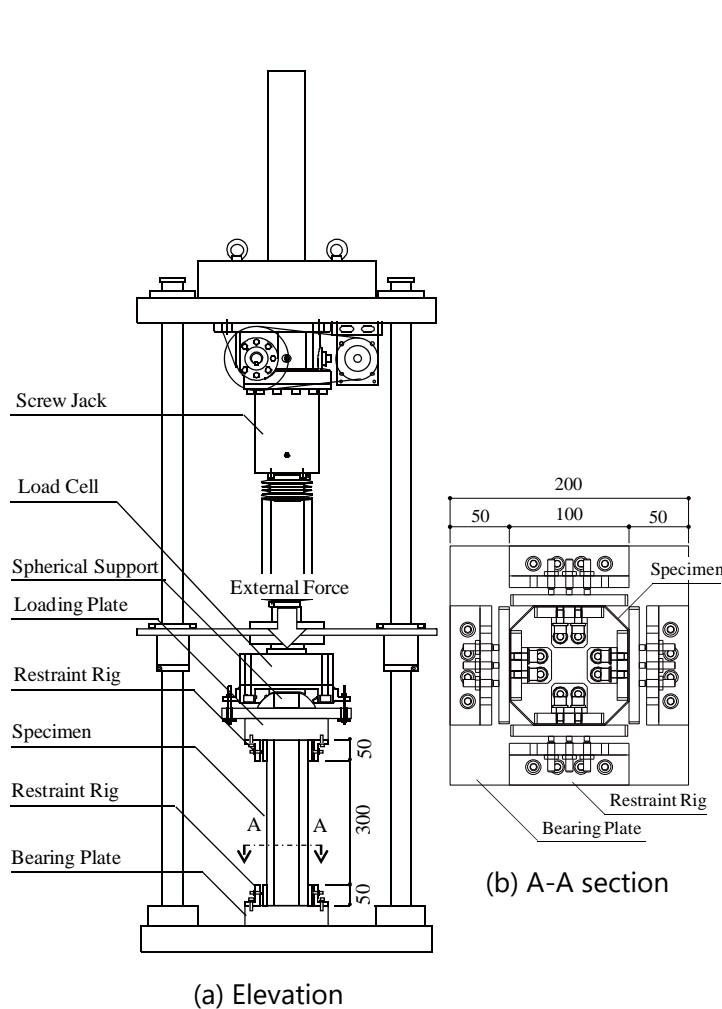


Fig.4.12 Overall view of set up

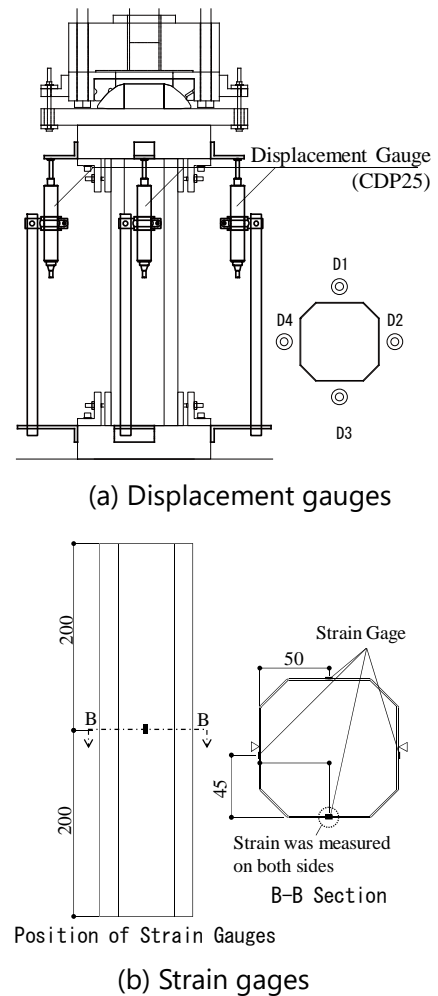


Fig.4.13 Measurement

4. 4. 2 実験結果

Fig.4.14 には、ロードセルで計測した荷重  $P$  と変位計で計測した変位の平均値  $\delta$  の関係を示す。実線は実験結果を表し、一点鎖線は固有値解析で計算した各試験体の弾性局部座屈耐力  $\sigma_{FSA}$  を表している。各試験体とも载荷初期の段階で線形な荷重変形挙動を示したのち、 $\sigma_{FSA}$  近傍から剛性が徐々に低下し、最大耐力に達して耐力低下に至った。断面形状の違いが部材耐力に与える影響に着目すると、角部の幅  $w$  が大きい部材ほど高い部材耐力を発揮する傾向を示した。

Fig.4.15 には代表的な変形挙動の例として、Oct-20 の (a) 弾性座屈耐力時、(b) 最大耐力時、(c) 最大変形時の写真を示す。Fig.4.15 の(a), (b), (c) は、それぞれ Fig.4.14 中の(a), (b), (c)と対応している。弾性局部座屈耐力に達したとき、試験体には目視で確認できる局部変形は発生していなかった (Fig.4.15(a))。その後、载荷が進むと徐々に座屈変形が大きくなり、最大耐力 (Fig.4.15(b)) に達した時点では目視で確認できるほどの座屈変形が試験体の全面に発生した。そしてさらに変形が進展すると、耐力低下と共に試験体の中央部に変形が局所化した (Fig.4.15(c))。

実験で計測した最大耐力  $P_{max}$  と、既往の評価式で計算した計算耐力  $P_{nl}$  との比較を行う。 $P_{nl}$  は、断面を構成する板要素を全て単純支持板と見なし、各板要素の最大耐力を単純累加した値である。ここでは、部材断面を平坦な板要素 (side plate, corner plate) と折曲げ円弧部 (R 部) に分割し、各板要素および R 部の最大耐力を単純累加した (Eq.(4.10.a)~(4.10.d))。なお板要素は全て単純支持板とみなし、R 部は全断面が有効で最外縁の曲げ半径が 2.0mm の円弧形状の板と仮定した。

$$P_{nl} = P_{snl} + P_{cnl} + P_{Rnl} \quad (4.10.a)$$

$$P_{snl} = n \cdot b \cdot t \cdot \rho_s \cdot \sigma_y \quad (4.10.b)$$

$$P_{cnl} = n \cdot c \cdot t \cdot \rho_c \cdot \sigma_y \quad (4.10.c)$$

$$P_{Rnl} = A_R \cdot \sigma_y \quad (4.10.d)$$

ただし	$P_{snl}, P_{cnl}, P_{Rnl}$	: side plate, corner plate, R 部の計算耐力
	$n$	: 板要素の枚数 (=4)
	$b, c$	: side plate, corner plate の板幅
	$\rho_s, \rho_c$	: side plate, corner plate の低減係数 (Eq.(2.11.a), Eq.(2.11.b))
	$\sigma_y$	: 鋼材の降伏強度
	$t$	: 板厚
	$A_R$	: R 部の断面積

Table4.2 には、各試験体の最大耐力  $P_{max}$  と、Eq.(4.10.a)で計算した計算耐力  $P_{nl}$  との比較を示す。なお  $\sigma_y$  の値については、本実験に使用した鋼材が明確な上降伏・下降伏を示さない応力-ひずみ関係を示した影響で 0.1% オフセット耐力と 0.2% オフセット耐力で約 5% の差が生じたことを考慮し、文献 4. 11)を参考に 0.1% オフセット耐力を用いることとした。表から、各部材とも計算耐に近い値を示すものの、断面形状の変化に応じて  $P_{max}/P_{nl}$  が上下に変動することが確認できる。

SQ-00では、 $P_{max}/P_{nl}=0.94$ となり、実験結果が計算耐力をわずかに下回った。また、隣接する板要素の幅が異なる八角形断面の部材では、角部幅が最も小さい Oct-03 では  $P_{max}/P_{nl}=0.90$  となり SQ-00 よりも小さい値を示した。Oct-03 ではゆがみ座屈の発生を実験中に確認しており、座屈モードの変化による影響で  $P_{max}/P_{nl}$  が減少したと考えられる。Oct-03 よりも角部幅の大きい Oct-10 では  $P_{max}/P_{nl}=1.00$  となり、Oct-03 および SQ-00 よりも高い値となった。隣接する板要素の板幅の差異が大きくなることで、短辺から長辺への拘束効果が表れ、 $P_{max}/P_{nl}$  が増加したものとする。角部幅がさらに大きい Oct-20 では  $P_{max}/P_{nl}=0.95$  となり、Oct-10 を下回る結果となった。 $w/D$  の大きい部材の方が、板要素間での拘束効果が発生しにくいと言える。

以上、軸圧縮が作用する八角系断面部材の最大耐力と板要素を単純支持板とみなした計算耐力との比較を行った。断面を構成する板要素を単純支持板とみなす現行の耐力評価手法は、部材の最大耐力に対して近い評価結果を与えるものの、断面形状の変化ならびに座屈モードの変化によって、最大耐力と計算耐力との比率が上下に変動すると分かる。

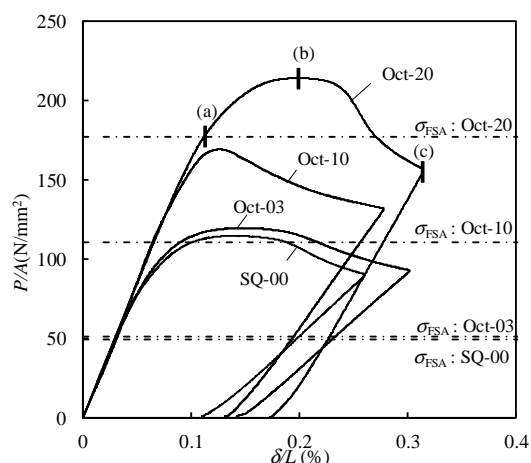
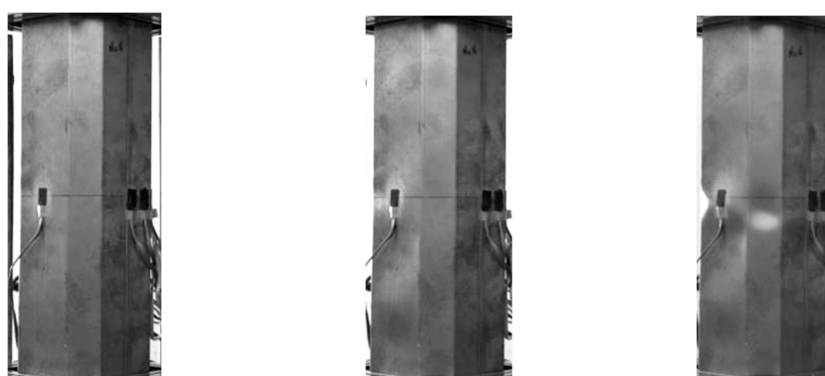


Fig.4.14 Load and deformation characteristics



(a)Elastic local buckling (b)Maximum strength (c)Maximum deformation

Fig.4.15 Out of plane deformation of at the each condition (Oct-20)

Table 4.2 Maximum strength and nominal strength

	SQ-00	Oct-03	Oct-10	Oct-20
$P_{max}$ (kN)	36.8	37.5	51.4	61.0
$P_{nl}$ (kN)	38.9	41.8	51.3	64.2
$P_{max}/P_{nl}$	0.94	0.90	1.00	0.95

#### 4. 5 八角形断面を構成する各板要素の負担軸力

前節では、隣り合う板要素の幅が異なる八角形断面部材の軸圧縮試験結果をもとに、部材の最大耐力に断面形状が及ぼす影響を考察し、断面を構成する板要素を単純支持板とみなす従来の設計法で評価した計算耐力とが近い値となるものの、断面形状・座屈モードの変化と共に部材耐力と計算耐力との比率が変動することを明らかにした。本章では、有限要素解析 (FEA) を用いて断面を構成する各板要素が最大耐力時に負担する軸力を定量化し、隣り合う板要素の幅の違いが各板要素の最大耐力に与える影響を明らかにする。

##### 4. 5. 1 解析モデルの概要

有限要素法を用いた大変形解析を行い、隣り合う板要素の幅の違いが各板要素の最大耐力に与える影響を調べた。Fig.4.16 に解析モデルの概要を示す。モデルは、4 節点シェル要素を用いた有限要素解析モデルである。ソルバーには汎用の FEM 解析ソフト(Marc2014r1)を使用した。解析モデルは、部材長さ 400mm、部材幅 100mm の閉断面形状を有する。モデルの断面形状を試験体と同様(Fig.4.10)とし、R 部は最外縁の曲げ半径が 2.0mm の円弧形状を 4 等分してモデル化している。形状は試験体の上下端に設けた補剛治具を再現するために、上下端から各々 50mm の領域で side plate の面外変形を拘束した。試験体の両端は、図心位置と端部の節点を剛体で接続し、端部での断面のゆがみ等が発生することを抑制した。形状初期不整は、2 章と同様に座屈固有値解析で求めた変形モードに基づき最大変形量が板厚の 10%となるように与えた。Fig.4.16(b)には解析で使用する鋼材の応力度-ひずみ度関係を示す。素材の応力度-ひずみ度関係は、JIS 規格の Z2241 に基づき行った材料引張試験の結果をもとに、ひずみが 1%以下の領域の応力ひずみ曲線をマルチリニアでモデル化した。降伏条件には von Mises の降伏条件を使用し、関連流れ則および等方硬化則に基づき材料特性をモデル化している。なお、本実験における最大耐力時の軸変形は最大でも約 0.8mm であり (Fig.4.14)、部材長で変形量を除したひずみ度に換算すると 0.2%となり、一般的な軟鋼のひずみ硬化が開始する際のひずみが 2%前後であることを考慮すれば、部材の最大耐力にひずみ硬化に伴う素材強度の上昇が与える影響は少ないものと考えられる。そこで本解析では、ひずみが 1%よりも大きい領域では素材強度を一定とした。

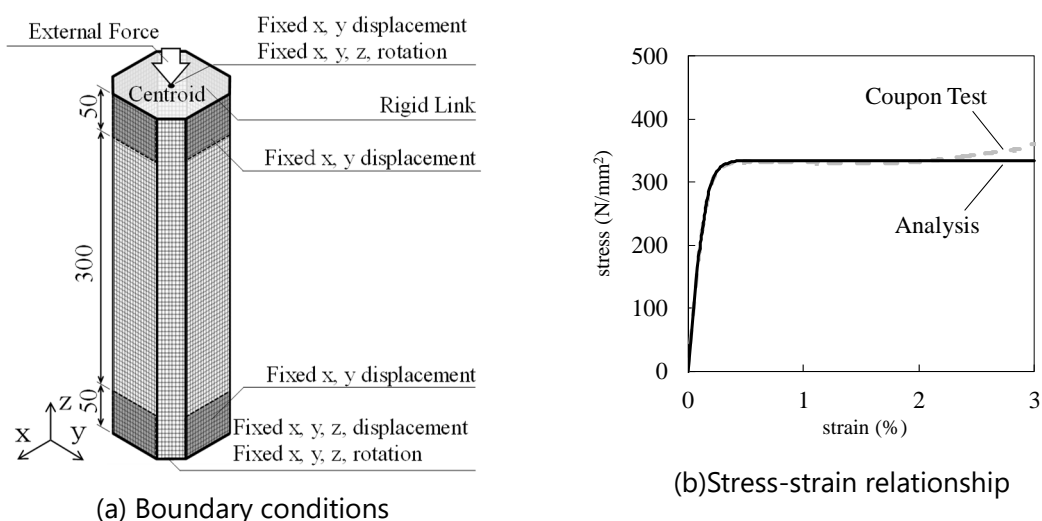


Fig.4.16 Outline of finite elements analysis

4. 5. 2 各板要素の荷重変形挙動

Fig.4.17には解析結果と実験結果の比較を示す。破線が実験結果を表し、実線が解析結果を表している。太い実線は部材の荷重-変形関係を表しており、細い実線は side plate, corner plate および R 部が負担する耐力を表している。図中の|は、部材および各板要素の負担耐力が最大値に達した点を表している。図から、Oct-20 で耐力劣化域の挙動に差異がみられるものの、各解析モデルとも最大耐力に至るまでの荷重変形挙動を概ね再現できたことが分かる。各板要素の荷重変形挙動と部材の荷重変形挙動を比較すると、SQ-00, Oct-03, Oct-20 では部材が耐力劣化に至ると同時に各板要素が負担する耐力も減少しており、部材が最大耐力に達した時点で各板要素が負担する軸力も最大となった。また Oct-10 では、side plate の負担する軸力が最大となる  $\delta$  は部材の耐力が最大となる時点と一致し、corner plate の負担する軸力が最大となる  $\delta$  は部材耐力が最大となる時点よりも僅かに増加した。なお、部材が最大耐力に達した際に corner plate が負担する軸力と corner plate が負担軸力の最大値との差は、Oct-10 の部材の最大耐力( $P_{max}$ )に対して約 2.6% (1.33kN) であり、部材の最大耐力には大きな影響を及ぼさなかった。

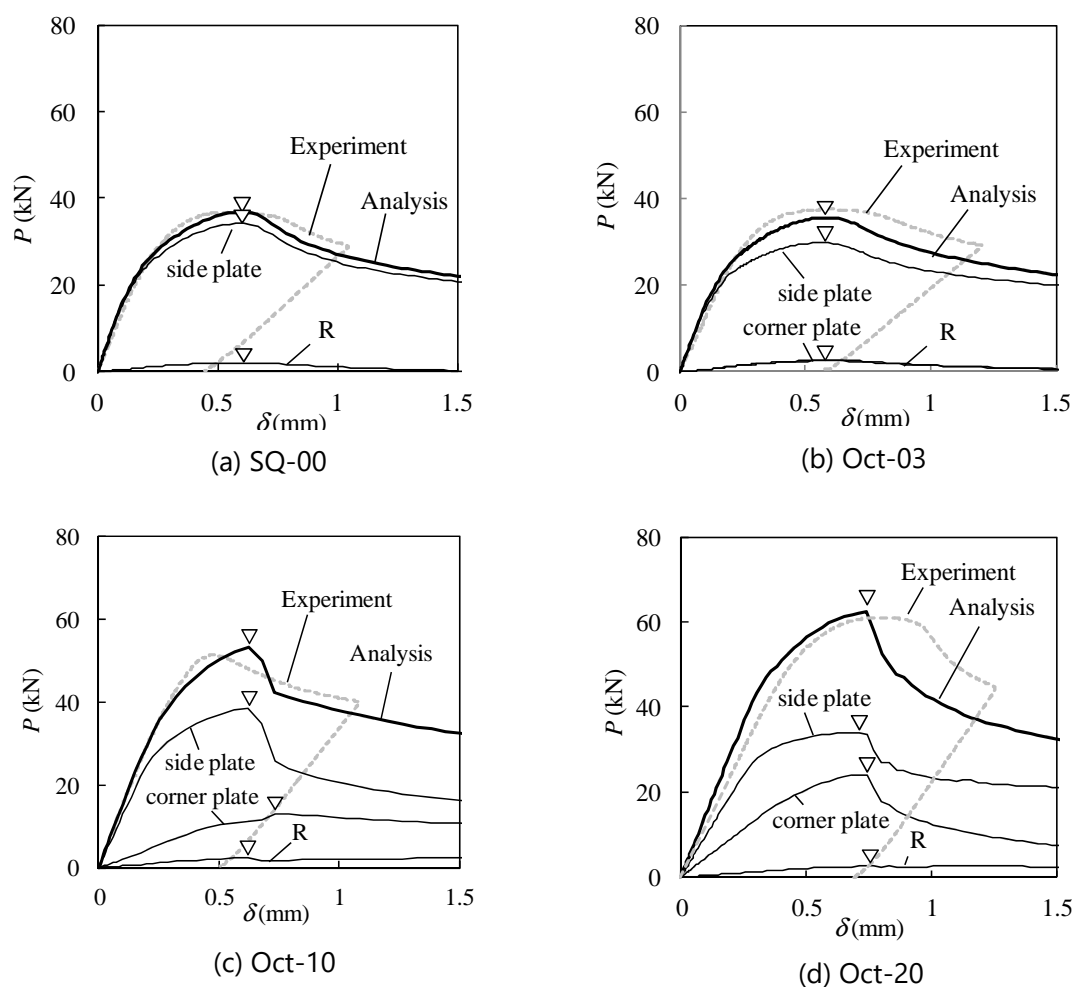


Fig.4.17 Comparison between numerical analyses and experiments

Fig.4.18 には、最大耐力時の各板要素の面外変形のコンターおよび面外変形が最も大きくなった断面位置 (コンター図の破線位置) での変形モードを示す。正方形断面を有する SQ-00 では、板要素間の接合線が回転して各板要素が面外へ凹凸に変形する局部座屈のモードが生じた。角部幅が最も小さい Oct-03 では、接合線の水平移動と回転を伴うゆがみ座屈のモードが認められた。このとき corner plate には板要素が面外方向へ凹凸に変形する波形は認められなかった。角部幅が大きい Oct-10 では、支配的な座屈のモードは接合線が回転して side plate と corner plate が面外方向に凹凸に変形する局部座屈のモードであったものの、接合線の水平移動も併せて確認され、局部座屈とゆがみ座屈が連成した座屈モードを示した。角部幅が最も大きい Oct-20 では接合線の水平移動は認められず、接合線が回転して各板要素が面外へ凹凸に変形する局部座屈のモードが発生した。最大耐力時の変形モードと 4.2 節の固有値解析から得た座屈モード (Fig.4.2) を比較すると両者は類似の座屈モードを示したと分かる。本解析モデルでは、固有値解析で得られた座屈モードに基づき形状初期不正を与えているため、形状初期不正として与えた座屈モードの変形が卓越したと考えられる。

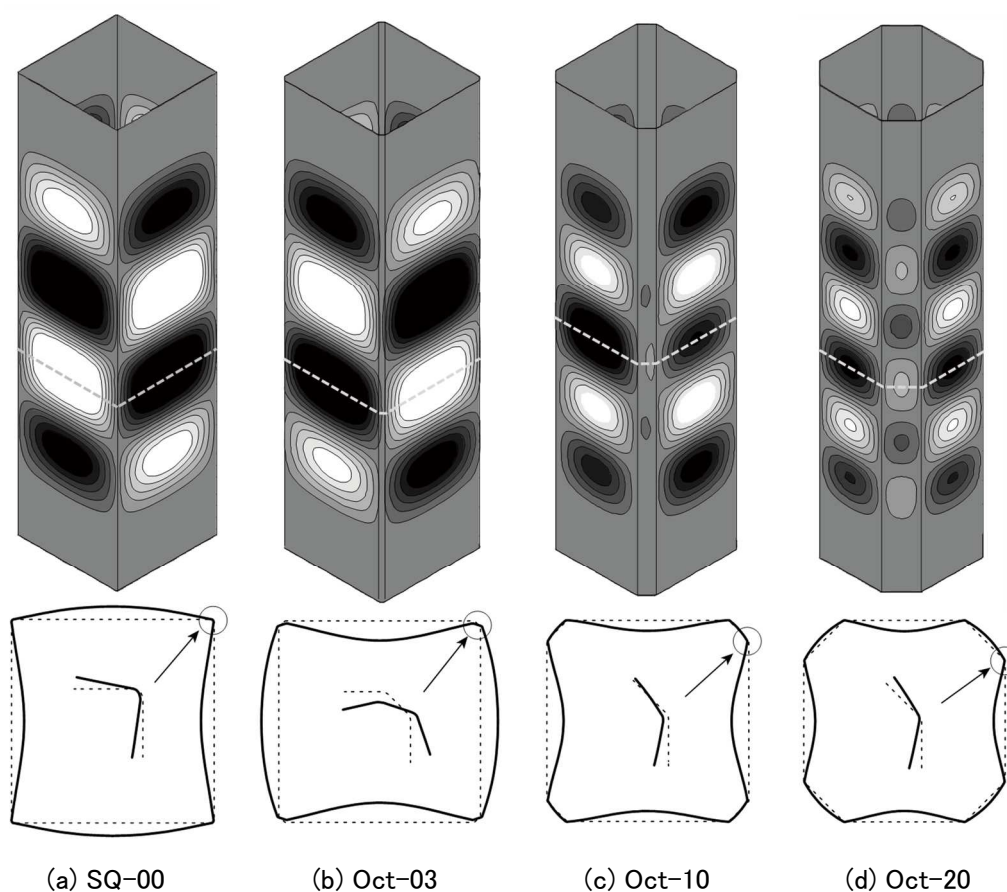


Fig.4.18 Out of plane deformation at the maximum strength

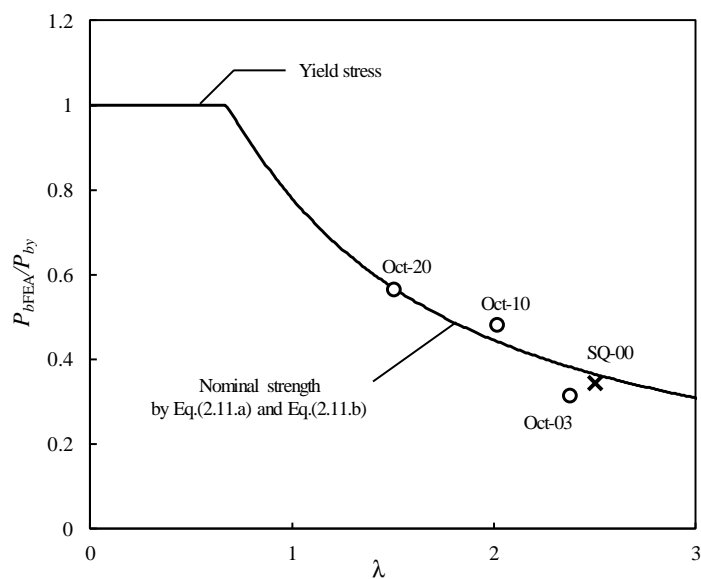
## 4. 5. 3 最大耐力時に各板要素が負担する軸圧縮耐力の比較

Fig.4.19には、部材が最大耐力に達した時点でside plateおよびcorner plateが負担する軸力( $P_{sFEA}$ , および  $P_{cFEA}$ )を各板要素の降伏耐力( $P_{sy}$  および  $P_{cy}$ )で除した  $P_{sFEA}/P_{sy}$  および  $P_{cFEA}/P_{cy}$  と、各板要素を単純支持板とみなした場合の一般化幅厚比 $\lambda$ との関係を示す。Fig.4.19(a)には side plate の負担耐力を示し、Fig.4.19(b)には corner plate の負担耐力を示す。Fig.4.19(a)の×は正方形断面を有するSQ-00の断面を構成する板要素が負担する軸力を表している。実線は、第2章のEq.(2.11.a)およびEq.(2.11.b)に基づいて計算した低減係数 $\rho$ である。またTable 4.3には  $P_{sFEA}$ ,  $P_{cFEA}$  および各板要素を単純支持板とみなした場合の計算耐力  $P_{cni}$ ,  $P_{sni}$  を示す。括弧内の値は  $P_{sFEA}/P_{sni}$  または  $P_{cFEA}/P_{cni}$  である。

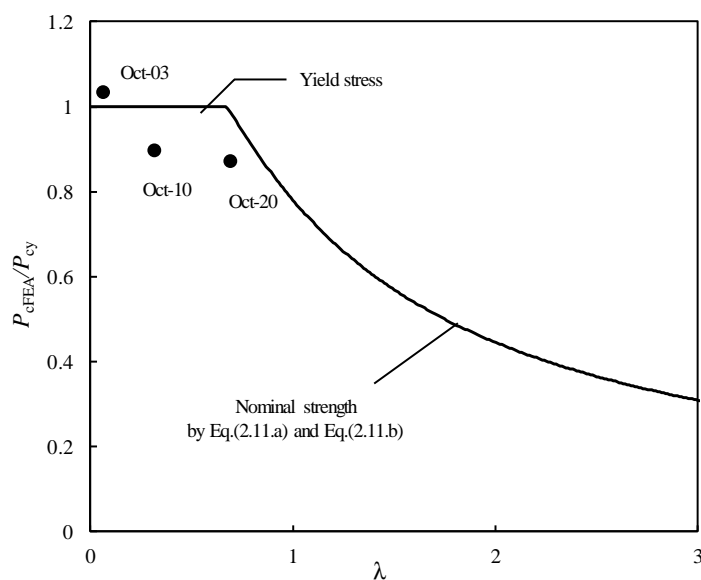
Side plate では、SQ-00の部材で  $P_{sFEA}/P_{sni}$  が 0.94 となり、設計耐力をわずかに下回った。もっとも幅の小さい角部を設けた Oct-03 の試験体では、 $P_{sFEA}/P_{sni}$  が 0.82 まで減少し、SQ-00 よりも小さい値となった。部材の崩壊モードが板の局部座屈からゆがみ座屈に変化したことで、板要素の負担耐力が、単純支持条件を想定した場合よりも小さくなったと考えられる。 $w/D$  がさらに大きくなると、Oct-10 および Oct-20 の試験体において  $P_{sFEA}/P_{sni}$  は 1.08 および 0.99 まで増加しいずれもSQ-00 よりも大きい値を示した。Oct-10 は板の局部座屈とゆがみ座屈が練成した崩壊モードを示した試験体であり、また Oct-20 は板の局部座屈による崩壊モードを示した試験体である(Fig.4.18)。板の局部座屈による崩壊が生じることで板要素間での拘束効果が発揮され、side plate の負担耐力が正方形断面よりも大きくなった。

Corner plate に着目すると、 $P_{cFEA}/P_{cni}$  は  $w/D$  の増加と共に減少する傾向が確認できる。またSQ-00の  $P_{sFEA}/P_{sni}$  と比較すると、Oct-03 の  $P_{cFEA}/P_{cni}$  はSQ-00 よりも高い値を示し、Oct-10 および Oct-20 は低い値を示した。Fig.4.19 に示す通り、corner plate は板幅が小さい板要素のため、設計上はほぼ全断面が有効な板要素として  $P_{cni}$  を計算する。Oct-03 の場合、板要素の幅がきわめて小さいため、局部変形による影響をほとんど受けず板要素の負担耐力は降伏耐力を上回った。一方 Oct-10 や Oct-20 の場合、最大耐力時に corner plate にも面外変形が生じており(Fig.4.18)、特に Oct-10 の場合には接合線の移動を伴う変形が生じている。この板要素の面外変形により板要素の負担耐力が全断面有効な降伏耐力を下回った結果、 $P_{cFEA}/P_{cni}$  がSQ-00の  $P_{sFEA}/P_{sni}$  よりも小さい値となった。

以上、隣接する板要素の板幅が異なる部材に軸圧縮力が作用する場合に、各板要素が負担する耐力を有限要素解析に基づき分析した。隣接する板要素の板幅が異なる八角形断面部材の場合、部材の最大耐力は、断面形状の変化に伴う板要素間での拘束効果、ならびに座屈モードの変化による影響を受ける。この結果、断面を構成する板要素の負担耐力は、単純支持を想定した計算耐力に対して上下に変動し、設計値と実耐力との相関にばらつきを生じさせることが分かった。



(a) side plate elements



(b) corner plate elements

Fig.4.19 Comparison between the maximum strength of each plate elements and conventional nominal strength

Table4.3 Maximum strength of each plate elements

Specimen	Nominal Strength (kN)		FEA Result (kN)	
	side plate $P_{nls}$	corner plate $P_{nlc}$	side plate $P_{nls\_FEA}$	corner plate $P_{nlc\_FEA}$
SQ-00	36.38	-	34.14 (0.94)	-
Oct-03	36.20	2.40	29.74 (0.82)	2.49 (1.03)
Oct-10	35.54	12.54	38.56 (1.08)	11.26 (0.90)
Oct-20	34.06	27.20	33.88 (0.99)	24.02 (0.88)
Regular octagon (FEA only)	31.36	31.36	29.86 (0.95)	29.86 (0.95)

#### 4. 6 断面形状の変化が八角形断面を構成する板要素の負担軸力に及ぼす影響

前節では、正方形断面および八角形断面を有する閉断面を有する部材の短柱圧縮実験および実験結果の再現を意図した有限要素解析を実施し、部材断面を構成する板要素の負担耐力が、板要素を単純支持板とみなした場合の計算耐力に対して変動することを明らかにした。本節では、この断面形状の変化に伴う各板要素の負担軸力の変動が、部材の最大耐力の評価に及ぼす影響を詳細に分析すべく、断面形状および板厚をパラメータとした大変形弾塑性解析を実施する。各板要素の負担軸力と計算耐力との差異が部材の耐力評価に及ぼす影響を定量化し、隣接する板要素からの拘束効果ならびに八角形断面部材の座屈モードの変化を考慮した耐力評価手法を提案する。

##### 4. 6. 1 解析モデルの概要

有限要素法による弾塑性大変形解析を実施し、断面を構成する板要素の負担軸力の変化が部材耐力に及ぼす影響を考察し、八角形断面部材の最大耐力に対する定量評価手法を提案する。Fig.4.21 には解析モデルの概要を示す。モデルは、4 節点シェル要素を用いた有限要素解析モデルである。ソルバーには汎用の FEM 解析ソフト(Marc2014r1)を使用した。解析モデルは、外径  $D(=100\text{mm})$ 、部材長  $L(=300\text{mm})$  の八角形断面形状を有する。解析モデルは、前節に示したモデルと同様に形状初期不正を有する。固有値解析から得た座屈モードを基に、最大不整量が板厚の 10% になるように形状初期不正を与えた。前節で実施した有限要素解析において、形状初期不正を与えた解析モデルで最大耐力を精度よく評価できたことを考慮し、残留応力やひずみ硬化の影響は無視した。解析モデルの端部は剛体要素によって各節点を部材断面の図心と接続し、モデル端部で断面のゆがみが発生することを抑制した。解析に用いた鋼材の機械的特性および応力ひずみ関係は、Table4.4 および Fig.4.22 に示す通りである。材料引張試験結果を元に、応力ひずみ関係をマルチリニアでモデル化した。解析パラメータは、部材の板厚  $t$  と角部幅  $w$  である。板厚 3 種類 ( $t=0.8\text{mm}$ ,  $1.2\text{mm}$ ,  $1.6\text{mm}$ ) および角部幅 11 種類 ( $w=0\text{mm}$ ,  $3\text{mm}$ ,  $6\text{mm}$ ,  $9\text{mm}$ ,  $12\text{mm}$ ,  $15\text{mm}$ ,  $18\text{mm}$ ,  $21\text{mm}$ ,  $24\text{mm}$ ,  $27\text{mm}$ ,  $29\text{mm}$ ) の合計 33 ケースについて、軸圧縮解析を実施した。

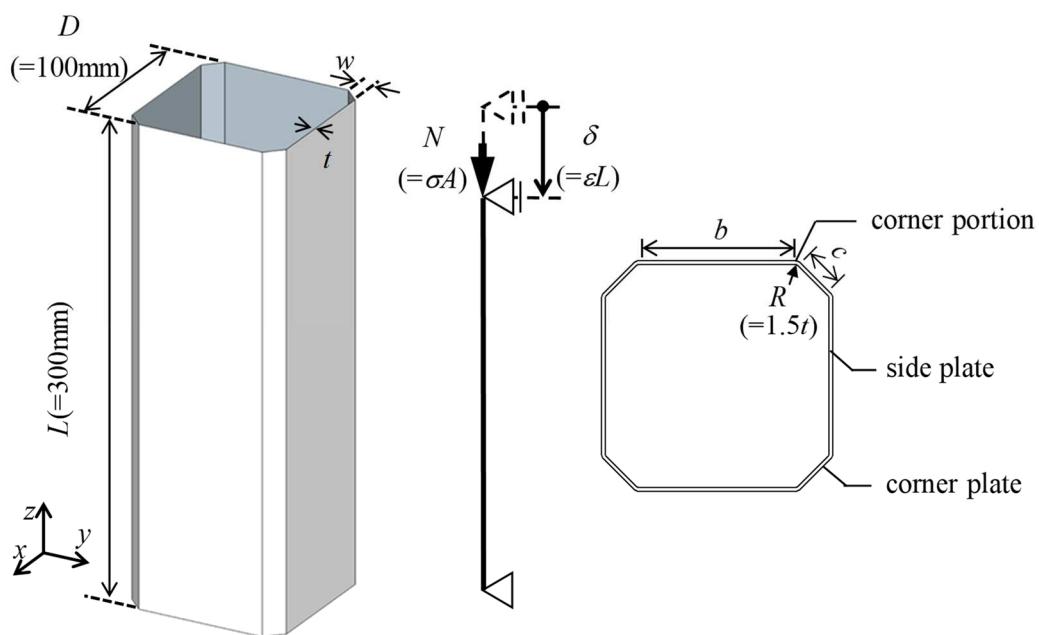


Fig.4.20 Outline of numerical analysis model

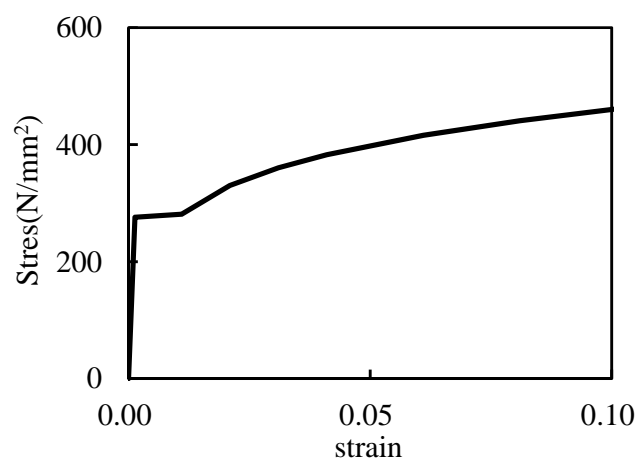


Fig.4.21 Stress - Strain relationship

Table 4.4 Material properties for numerical analysis

Young's Modulus	205000 N/mm <sup>2</sup>
Poison's ratio	0.3
Yield Stress	276 N/mm <sup>2</sup>
Tensile Stress	435 N/mm <sup>2</sup>

4. 6. 2 断面仕様の違いが部材の最大耐力に及ぼす影響

Fig.4.22 には、 $P_{max}/P_{nl}$ (解析で得た最大耐力  $P_{max}$  を、断面を構成する板要素がすべて単純支持板として挙動すると仮定して計算した計算耐力  $P_{nl}$  で除した値)と  $w/D$  の関係を示す。白プロットが有限要素解析から得られた結果である。また参考データとして、実験結果を灰色プロットで併せて示す。図より、 $w/D \geq 0.09$  の解析では、 $w/D$  の減少と共に  $P_{max}/P_{nl}$  の値が大きくなる傾向を示し、特に  $0.09 \leq w/D \leq 0.21$  の断面仕様において、その傾向が顕著になった。また  $w/D=0.03$  および  $0.06$  の断面仕様では、 $P_{max}/P_{nl}$  の値が他の断面仕様の解析結果と比較して急激に小さくなる傾向を示した。この傾向は、実験結果、解析結果の双方で確認された。

$w/D=0.29$  の場合、 $P_{max}/P_{nl}$  は概ね 1 になる。このとき、部材の崩壊モードは、板要素が凹凸に変形する局部座屈であった。ここから  $w/D$  が減少すると、部材が局部座屈による崩壊モードを示した  $w/D=0.12$  近傍までは、 $w/D$  の減少と共に  $P_{max}/P_{nl}$  が増加する傾向を示した。 $w/D$  の減少に伴い、side plate と corner plate との板幅の差が大きくなったことで、corner plate から side plate へ作用する拘束効果が大きくなり、 $P_{max}$  が  $P_{nl}$  に対して相対的に大きくなったと考える。さらに  $w/D$  が小さくなると、座屈モードが局部座屈からゆがみ座屈へと変化し、 $P_{max}/P_{nl}$  の値も  $w/D$  の減少と共に小さくなった。板要素が凹凸に変形する局部座屈の崩壊モードに至る前に、ゆがみ座屈によって部材が耐力低下に至ったことで、 $P_{max}/P_{nl}$  が小さくなったと推察する。これらの  $w/D$  と  $P_{max}/P_{nl}$  の関係は、Fig.4.4 に示した固有値解析の結果と類似の傾向であり、板要素間の拘束効果並びに座屈モードの変化が八角形断面部材の最大耐力に影響を及ぼしていることが分かる。

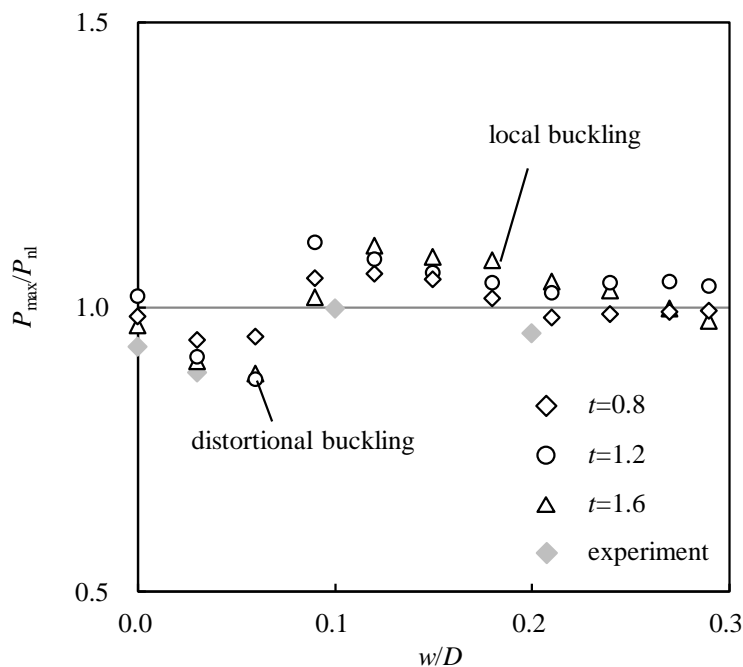


Fig.4.22 Relationship between  $P_{max}/P_{nl}$  and  $w/D$

各板要素の負担軸力についてより詳細な考察を行うべく、有限要素解析で得られた結果を基に、単純支持条件を想定した場合の計算耐力と、最大耐力時に各板要素が負担する軸力の差分と部材耐力との比率を計算し、板要素の負担軸力に対する評価誤差が部材の耐力評価に及ぼす影響を分析した。ここに、各板要素に関する評価誤差は、各々以下の計算式で計算した値である。

$$e_s = \frac{P_{smax} - P_{snl}}{P_{max}}, \quad e_c = \frac{P_{cmax} - P_{cnl}}{P_{max}}, \quad e_R = \frac{P_{Rmax} - P_{Rnl}}{P_{max}} \quad (4.12)$$

Fig.4.23 には結果を示す。図から、 $e_c$ および $e_R$ は0に近い値となるのに対して、 $e_s$ の値は-13%~+13%の範囲に分布し、板要素の負担耐力に対する評価誤差が部材の耐力評価精度に及ぼす影響が大きいと分かる。Fig.4.22 と Fig.4.23(a)を比較すると、 $w/D$ の変化に伴う $e_s$ の変化は、 $P_{max}/P_{nl}$ の変化と類似の傾向を示すことが確認できる。断面形状の変化に伴い corner plate から side plate に作用する回転拘束の変化したことで、side plate の負担耐力の評価精度が低下し、 $P_{max}/P_{nl}$ の値が $w/D$ の増減に伴い変化したものと推察する。なお、 $e_c$ および $e_R$ に着目すると、 $w/D$ の変化によって値がわずかに変化する傾向を確認できるものの、その値は1%未満であった。本論文が対象とする板要素間での拘束効果や座屈モードの変化は、corner plate および角部の負担耐力に影響を及ぼすものの、その変動が部材耐力の評価結果に及ぼす影響は殆ど無いと言える。

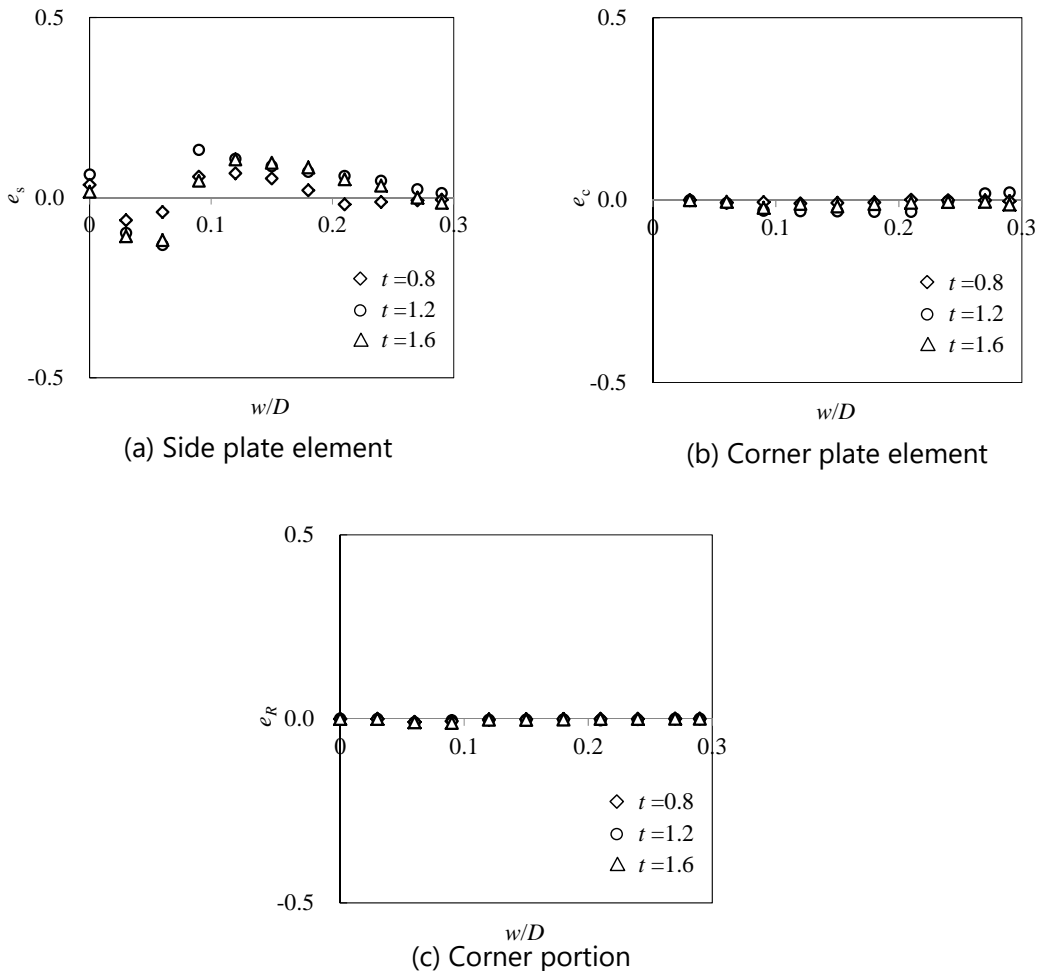


Figure 4.23: Ratio of evaluation error to maximum strength

4. 6. 3 隣接する板要素からの拘束を考慮した八角形断面部材の最大耐力評価

有効幅理論の考え方にに基づき、八角形断面部材に軸圧縮が作用した場合に生じる、局部座屈とゆがみ座屈の2種類の崩壊モードに対して、各々耐力評価式を提案し、実験および解析結果との比較を通じて、その妥当性を検証する。

・局部座屈によって部材耐力が決定する場合

断面を構成する板要素が凹凸に変形する局部座屈によって最大耐力が決まる場合に関する耐力評価手法を述べる。第2章に示した通り、長方形断面の場合、長辺の板要素に関する一般化幅厚比 $\lambda(=\sqrt{\sigma_y/\sigma_{cr}})$ を算出する際に、拘束効果を加味した弾性局部座屈耐力を用いることで、側辺部からの拘束を考慮した部材耐力の評価が可能になる。八角形断面部材の場合、Fig.4.23に示した通り、拘束効果が部材耐力に及ぼす影響は主に side plate の負担耐力に現れ、corner plate と R 部の負担耐力の変化が部材の耐力評価に及ぼす影響は殆どなかった。従って本節では、第2章の長方形断面部材の場合と同様に、side plate の最大耐力を評価する際に拘束効果を考慮した弾性局部座屈耐力を基に負担軸力を計算し、その他の断面を構成する板要素の負担耐力については、既往の設計体系と同様に単純支持板とみなして各部の負担耐力を計算した。以下に、局部座屈の崩壊モードを示す場合の八角形断面部材の耐力評価式を示す。 $P_{rnl}$ は拘束効果を考慮した八角形断面部材の計算耐力を表し、 $P_{rsnl}$ は拘束効果を考慮した side plate の計算耐力である。 $\rho_{rs}$ は拘束効果を加味したうえで Eq.(2.11.a) , Eq.(2.11.b)で計算した低減係数である。

$$P_{rnl} = P_{rsnl} + P_{cnl} + P_{Rnl} \tag{4.13.a}$$

$$P_{rsnl} = 4 \rho_{rs} b t \sigma_y \tag{4.13.b}$$

・ゆがみ座屈によって部材耐力が決定する場合

ゆがみ座屈によって部材の最大耐力が決定する場合、断面を構成する板要素の接合線が水平方向へ移動するため、板側辺部が支持されること前提とした有効幅理論に基づく耐力評価手法を適用することは論理的な飛躍を伴う。しかしながら、Bulson の多角形断面を有する閉断面部材の軸圧縮挙動に着目した研究<sup>4.1)</sup>において、ゆがみ座屈を生じた多角形断面部材においても、実験で得られた最大耐力を全断面有効と仮定した降伏耐力で除した値が、有効幅理論に基づく低減係数 $\rho$ と概ね良い対応を示すことが報告されており、ゆがみ座屈を伴う閉断面部材であっても、部材の有効断面積と全断面積の比率を有効幅理論に基づく耐力評価が可能であると考えられる。そこで本論文では、ゆがみ座屈が生じる八角形断面部材について、部材の有効断面積と全断面積の比率が第2章の Eq.(2.11.a) および Eq.(2.11.b)に示す低減係数 $\rho$ に等しくなるものと仮定し、Eq.(4.14)でゆがみ座屈が生じる場合の部材耐力の定量評価を実施することとした。なお一般化幅厚比 $\lambda$ は、材料強度 $\sigma_y$ を Eq.(4.8)で計算したゆがみ座屈耐力 $\sigma_{dcr}$ で除した値の平方根( $\lambda=\sqrt{\sigma_y/\sigma_{dcr}}$ )として計算した。

$$P_{dnl} = \rho_d A_g \sigma_y \tag{4.14}$$

最後に、局部座屈とゆがみ座屈の判別について述べる。部材耐力を定量評価する上では、部材の断面仕様から座屈モードを決定し、前述の耐力評価式を用いて最大耐力を計算する必要がある。一方、八角形断面部材の場合、固有値解析から得られた座屈モードが最大耐力時の座屈モードと

一致するとは限らず、弾性座屈耐力のみで部材の崩壊モードを判別することは困難である。従って本論文では、1つの断面仕様に対して、局部座屈による崩壊を想定した計算耐力と、ゆがみ座屈による崩壊を想定した計算耐力の2つの値を算出のうえ、小さいほうの値を部材の計算耐力  $P_{onl}$  とみなすこととした。

$$P_{onl} = \min(P_{dnl}, P_{ml}) \quad (4.15)$$

Fig.4.24 には、Eq.(4.15)で計算した部材耐力との比較を示す。縦軸が  $P_{max}/P_{onl}$  であり、横軸が  $w/D$  である。白プロットが、計算耐力が局部座屈によって決定される仕様( $P_{onl}=P_{ml}$ )を表し、黒プロットが、計算耐力がゆがみ座屈によって決定される仕様( $P_{onl}=P_{dnl}$ )を表す。また、実験結果に対しても同様な評価を行い灰色プロットで表中に合わせて示す。なお、正方形断面部材( $w/D=0$ )については、断面を構成する板要素が単純支持板と等しい境界条件にあるとみなして部材耐力を評価している。また Table 4.5 には、 $P_{max}/P_{onl}$ (Fig.4.24)および  $P_{max}/P_{nl}$ (Fig.4.22)の最大値、最小値、平均値、および変動係数を示す。

Fig.4.24 から、隣接する板要素からの拘束を考慮した計算耐力は、 $P_{max}/P_{onl}=1.0$  の近傍に分布しており、本論文で提案する耐力評価手法が八角形断面部材の最大耐力に対して妥当な評価結果を与えることが確認できる。表中の平均値(Ave.)に拘束効果の有無を与える影響に着目すると、局部座屈が発生した部材に対する評価値の平均は 1.02 から 0.99 へ減少し、ゆがみ座屈が発生した部材に対する評価結果の平均は 0.97 から 1.01 へ増加し、また全体で比較した場合は双方とも 1.00 となり、拘束効果およびモードの変化を精緻に評価した影響は殆ど確認されなかった。一方、変動係数(C.V.)に拘束効果および座屈モードの変化が及ぼす影響を比較すると、局部座屈が発生する場合、ゆがみ座屈が発生する場合の双方において、変動係数が減少する傾向を示し、局部座屈の場合に 4.2%から 2.9%まで減少し、ゆがみ座屈の場合に 8.2%から 5.3%まで減少し、すべて含む内容では 6.2%から 4.0%まで変動係数が小さくなった。

八角形断面部材の場合、板同士の相互拘束によって座屈強度が上昇する効果と、ゆがみ座屈によって部材耐力が低下する効果の2つの効果が部材の耐力に影響する。すべての板要素と単純支持とみなした場合、この双方の影響が相殺され、部材耐力に対する平均値は概ね 1.0 に近づくが、変動係数が大きくなる。対して、板同士の拘束効果、ならびにゆがみ座屈による影響を精緻に評価することで、計算耐力の評価精度が向上し、変動係数が減少した。八角形断面を有する部材の最大耐力を評価する場合、隣接する板要素からの拘束効果、ならびに座屈モードの変化を精緻に評価することで、断面を単純支持板とみなす従来の設計法よりも合理的な部材設計が可能になると言える。なお、実験結果と解析結果を比較すると、実験から得られる部材耐力は総じて計算結果を下回る傾向を示した。第2章の2.2.3節にて考察した通り、オフセット耐力は引張力が作用する素材の降伏を工学的に判断する指標であり、圧縮力による崩壊挙動である局部座屈の耐力評価において、その物理的な意味付けは不明瞭であることから、計算耐力と実耐力との乖離を生じる要因の一つとなり得る。八角形断面部材の耐力評価においても、同様な理由により  $P_{max}/P_{onl}$  の平均値が小さくなる傾向が示されたものと考えられ、力学的な根拠に基づき局部座屈の設計に関する材料の基準強度を定義することは今後の課題である。

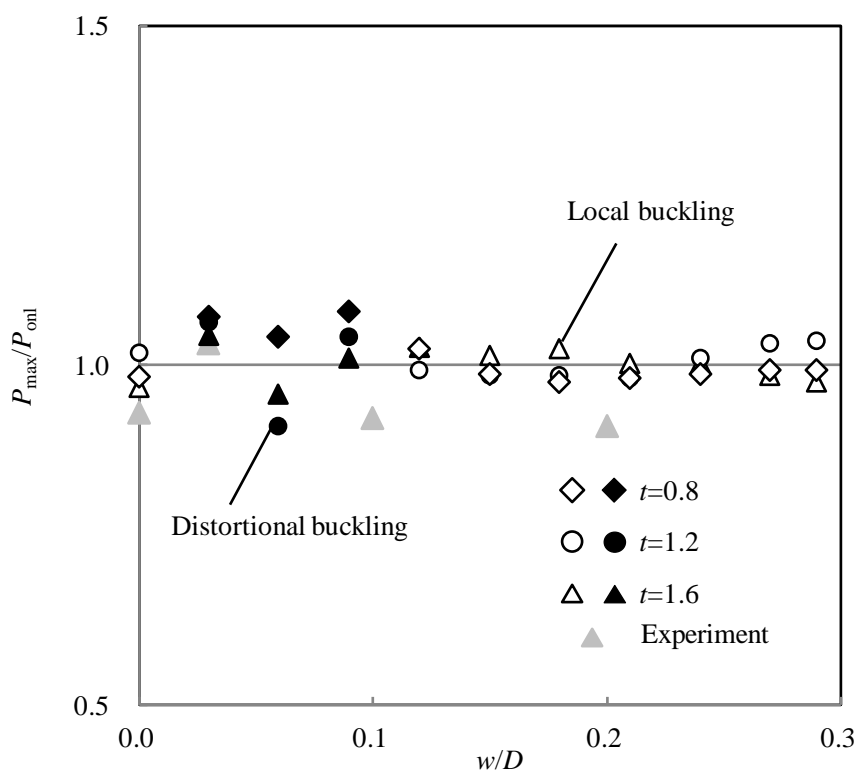


Fig.4.24  $P_{\max}/P_{\text{onl}} - w/D$

Table 4.5 Evaluation accuracy of maximum strength

	$P_{\max}/P_{\text{nl}}$ (Ignore restraining)				$P_{\max}/P_{\text{onl}}$ (Consider restraining)			
	max	min	ave	C.V.	max	min	ave	C.V.
Local buckling	1.11	0.93	1.02	<b>0.042</b>	1.03	0.91	0.99	<b>0.029</b>
Distortional buckling	1.11	0.87	0.97	<b>0.082</b>	1.08	0.91	1.01	<b>0.053</b>
All	1.11	0.87	1.00	<b>0.062</b>	1.08	0.91	1.00	<b>0.040</b>

4. 7 曲げが作用する八角形断面部材の弾性局部座屈耐力および最大耐力の評価

第3章において、曲げが作用する長方形断面部材においても板要素間での拘束効果の発揮が期待できることを示したが、八角形断面部材についても同様に、曲げが作用する場合において、拘束効果の発揮が期待できるものと考えられる。そこで本節では、曲げが作用する八角形断面部材を対象とした固有値解析及び弾塑性大変形解析を実施し、本論文にて提案する拘束効果を考慮した座屈耐力評価手法の適用について検討を行う。

4. 7. 1 等曲げが作用する八角形断面部材の弾性局部座屈耐力評価

有限帯板法による固有値解析ソフト CUFISM を用いて曲げが作用する部材の弾性局部座屈耐力を計算し、断面を構成する板要素を単純支持板とみなした場合の弾性局部座屈耐力との比較を行った。解析モデルは Fig.4.1 に示す部材と同じ断面仕様を有する。正方形および八角形断面を有する薄肉閉断面部材に図心回りの曲げモーメントを作用させ(Fig.4.25)、曲げが作用する八角形断面部材の弾性局部座屈耐力を計算した。解析パラメータは角部幅と外径の比率  $w/D$  と板厚  $t$  である。 $w/D$  は、外径  $D$ (100mm)を一定の条件で角部幅を徐々に大きくすることで、 $w/D=0$  から 0.29 まで変化させた。板厚は、 $t=0.8\text{mm}$ ,  $1.0\text{mm}$ ,  $1.2\text{mm}$  の3通りで変化させた。材料は鋼材の利用を想定し、ヤング係数  $E=200000\text{MPa}$  とし、ポアソン比は 0.3 とした。その他、解析の諸条件は全て 4.2 節に示した軸圧縮解析と同じである。

Fig.4.26 には、固有値解析から得られた座屈モードを示す。軸圧縮の解析と同等に、 $w/D$  が小さい( $w/D=0.03$ )の場合に、断面のくずれを伴うゆがみ座屈が発生し、ここから角部幅が大きくなると、部材に生じる座屈モードは板要素間の接合線が移動しない局部座屈のモードに変化し、以降、 $w/D$  がさらに増加して正八角形断面歩合に至るまで、同じ座屈モードを示した。曲げが作用する部材においても、軸圧縮が作用する場合と同様に 2 種類の座屈モードが存在することが確認でき、各座屈モードに応じた耐力評価式の構築が必要であると分かる。

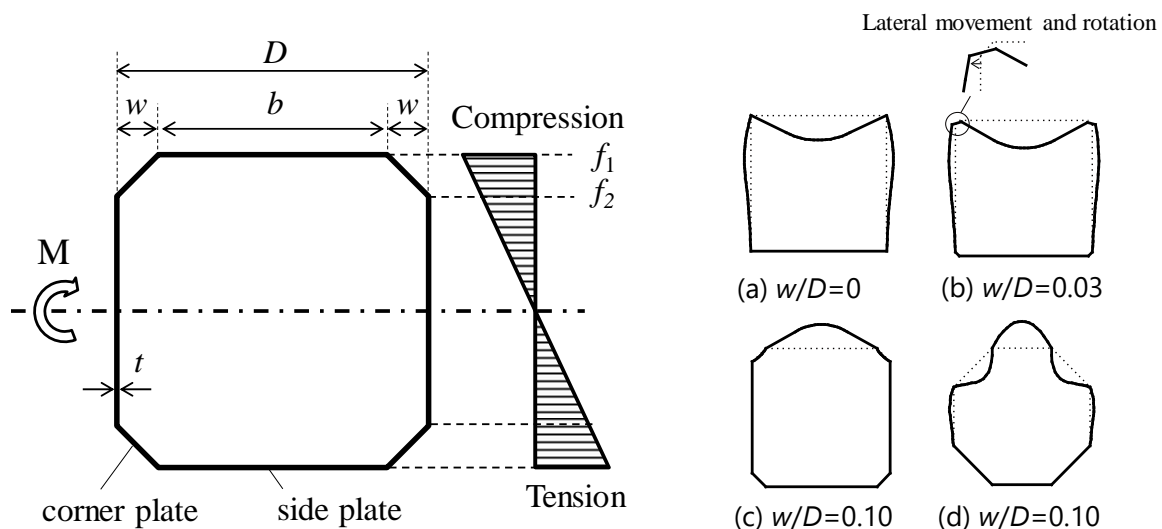


Fig.4.25 Stress gradient of numerical analysis model

Fig.4.26 buckling mode on octagonal sections under bending

Fig.4.27には、 $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,k=4}$ (固有値解析から得られた弾性局部座屈耐力 $\sigma_{FSA}$ を、八角形断面を構成する板要素を単純支持板とみなして計算した弾性局部座屈耐力 $\sigma_{cr,k=4}$ で除した値)と $w/D$ の関係を示す。図中のプロットが固有値解析から得られた結果を表し、実線は軸圧縮が作用する場合の解析結果(Fig.4.4)を表す。軸圧縮解析の場合、 $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,k=4}$ は0.9から1.4の範囲に分布したのに対して、曲げが作用する部材では $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,k=4}$ は1.2から1.5の間に分布した。曲げが作用する八角形断面部材の場合、座屈モードによらず、すべての解析結果において板要素を単純支持板とみなした計算耐力が部材の解析結果に対して安全側の評価を与えると言える。

$w/D=0$ の正方形断面部材の場合、曲げが作用する部材では $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,k=4}=1.33$ となり、軸圧縮が作用する部材( $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,k=4}=1.0$ )よりも高い弾性局部座屈耐力を示した。面内曲げが作用する板要素の弾性局部座屈耐力が一樣な圧縮が作用する板要素の弾性局部座屈耐力を上回ったことで、面内曲げが作用している板要素が一樣圧縮が作用している板要素を拘束する効果(曲げによる拘束効果)が働き、弾性局部座屈耐力が軸圧縮解析の場合よりも高くなった。正方形断面から $w/D$ がわずかに大きくなると( $w/D=0.03$ )、 $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,k=4}$ は正方形断面の場合よりも小さくなり1.22まで低下した。座屈モードが局部座屈(Fig.26(a))からゆがみ座屈(Fig.25(b))に変化したことで、 $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,k=4}$ が減少したものと考えられる。なお、軸圧縮が作用する部材ではゆがみ座屈が生じた場合に $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,k=4}$ が1.0を下回ったが、曲げが作用する八角形断面部材では $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,k=4} \geq 1.2$ となり、固有値解析結果が断面を構成する板要素を単純支持とみなした場合の弾性局部座屈耐力を下回ることにはなかった。座屈モードの変化に伴い局部座屈耐力が低下する効果が、曲げによる拘束効果によって相殺されたことで、 $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,k=4}$ が1.0を上回った。 $w/D$ がさらに大きくなると $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,k=4}$ は $w/D$ の変化と共に上昇し、 $w/D=0.10$ 近傍で最大となった。部材に生じる座屈モードがゆがみ座屈から局部座屈へ変化したことで隣接する板要素の板幅の違いによる拘束効果が発揮されたものとする。ここから $w/D$ が増加すると $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,k=4}$ は徐々に減少し、 $w/D=0.29$ (正八角形)の断面仕様で $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,k=4}=1.22$ に至った。隣接する板要素間での板幅の差が小さくなったことで拘束効果が小さくなり、 $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,k=4}$ が減少したと分かる。

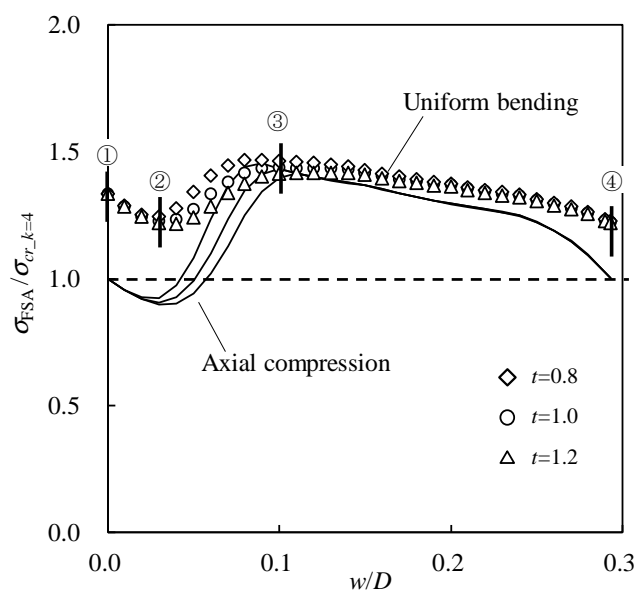


Fig.4.27 Elastic local buckling strength obtained from finite strip analysis

続いて、曲げが作用する八角形断面を対象に、本論文が提案する拘束効果を考慮した弾性局部座屈耐力評価法の適用について検討する。前述の通り、曲げが作用する八角形断面部材では局部座屈とゆがみ座屈の2つの座屈モードが発生する。そのため本論文では、双方に対して、その耐力評価法を提案し、解析結果との比較を通じてその妥当性を検証する。

・ 板要素が凹凸に変形する局部座屈の座屈モードを想定した場合

本検討に使用した八角形部材は、部材の断面が side plate と corner plate の2種類の板要素で構成されている。本論文で対象とする八角形断面部材は、 $0 \leq w/D \leq 0.29$  の断面仕様を有する部材であり、従って side plate の板幅  $b$  と corner plate の板幅  $c$  は必ず  $b \geq c$  の関係が成り立つ。また side plate に生じる応力分布は、一様な圧縮応力が作用する場合(圧縮縁側の板要素)と、面内曲げが作用する場合(中立軸上の板要素)の2通りである。従って曲げが作用する八角形断面部材において最も局部座屈耐力が低い板要素は圧縮縁側にある side plate であると考えられる。以上から、本論文では一様な圧縮が作用する side plate に作用する拘束効果に着目し、弾性局部座屈耐力の評価式を導出する。

圧縮縁側の side plate は、部材軸方向に一様な圧縮が作用し、なお且つ八角形断面の対称性から、板要素の両側辺部に等しい境界条件を有すると考えられ、 $k$  と  $\gamma$  の関係は Eq.(4.2) と等しいと分かる。また  $\gamma$  と  $c/b$  の関係について、side plate とその両側辺部に接続する corner plate に着目した場合、その応力状態は第3章にて示した曲げ圧縮が作用する長方形断面部材の長辺および短辺の板要素の応力状態に類似な分布形状になることが分かる。従って本論文では、 $c/b$  と  $\gamma$  の関係を曲げ圧縮が作用する長方形断面部材と同じ設計式で評価できると仮定し、下式を得た。

$$0 < b/c \leq 0.1/\alpha \text{ の場合 } \quad \gamma = 4.6\alpha \frac{c}{b} \tag{4.16.1}$$

$$0.1/\alpha < b/c \leq 1/\alpha \text{ の場合 } \quad \gamma = 0.4 + 0.6\alpha \frac{b}{c} \tag{4.16.2}$$

$$1/\alpha < b/c \text{ の場合 } \quad \gamma = 1 \tag{4.16.3}$$

$$\alpha = 0.7 + 0.3 \frac{f_2}{f_1} \tag{4.17}$$

ただし  $c, b$  : side plate および corner plate の板幅  
 $f_1, f_2$  : Fig.4.25 に示す板側辺部の発生応力

以上、Eq.(4.2)およびEq.(4.16.1)～Eq.(4.16.3)より拘束効果を考慮した板要素の座屈係数  $k$  を算出のうえ、Eq.(4.1)より side plate の弾性局部座屈耐力を算出することで、曲げが作用する八角形断面部材に局部座屈のモードが生じる場合の弾性座屈耐力  $\sigma_{Lcr,b}$  を評価した。

・ ゆがみ座屈の座屈モードを想定した場合

4.3.2 節では、軸圧縮が作用する八角形断面の部材にゆがみ座屈が発生する場合には、八角形断面部材を、材軸方向と板幅方向の面外曲げ剛性が異なる異方性板で断面が構成される正方形断面部材の弾性局部座屈耐力としてその値を評価することで、弾性座屈耐力を概ね評価できることを示した。ここに第3章より、正方形断面部材に軸圧縮が作用する場合の弾性局部座屈耐力と曲げが作用する場合の弾性局部座屈耐力との比率は、下式の通り求めることができる。

$$\frac{k}{k_p} = \gamma + (1 - \gamma) \frac{k_r}{k_p} \quad (4.18)$$

ただし  $k_b$  : 単純支持された板要素の座屈係数

$k_r$  : 固定支持された板要素の座屈係数

$\gamma$  : 板要素に作用する拘束度合いを表す値

等方性を有する板要素で部材断面が構成される正方形断面の場合、第 3 章での提案式を基に  $\gamma=0.64$ ,  $k_p=4$ ,  $k_r=6.98$  を代入すれば、 $k/k_p=1.27$  となる。そこで本節では、ゆがみ座屈を生じる八角形断面のように部材断面を 4 つの異方性板から構成される正方形断面部材に置換できる断面仕様の部材において、曲げが作用する場合の弾性局部座屈耐力が、軸圧縮が作用する場合の弾性局部座屈耐力  $\sigma_{dcr}$  の 1.27 倍に等しくなると仮定し、曲げが作用する際に八角形断面部材にゆがみ座屈が生じる場合の弾性座屈耐力  $\sigma_{dcr,b}$  を下式で評価した。

$$\sigma_{dcr,b} = 1.27 \frac{2}{t} \left( \frac{\pi}{b_{eq}} \right)^2 \left( D_{xy} + \sqrt{D_x D_y} \right) \quad (4.19)$$

$\sigma_{Lcr,b}$  および  $\sigma_{dcr,b}$  を算出のうえ、いずれか小さいほうを曲げが作用する八角形断面部材の弾性局部座屈耐力の計算値  $\sigma_{ocr,b}$  とみなし、固有値解析結果との比較を行った。Fig.4.28 には計算結果と固有値解析結果との比較を示す。図中のたて軸は固有値解析結果を計算耐力で除した値  $\sigma_{FSA}/\sigma_{ocr,b}$  を表し、横軸が  $w/D$  を表す。黒プロットは  $\sigma_{dcr,b}$  が  $\sigma_{Lcr,b}$  を下回る断面仕様の結果を表し、白プロットは  $\sigma_{Lcr,b}$  が  $\sigma_{dcr,b}$  を下回る断面仕様の結果を表す。なお corner plate を有さない正方形断面 ( $w/D=0.0$ ) については、3 章に示す長方形および正方形断面を対象とした耐力評価式に基づき固有値解析結果を評価した。図より、板要素間での拘束効果による影響を考慮した場合、 $\sigma_{FSA}/\sigma_{ocr,b}$  は 0.95 から 1.28 の間に分布し、拘束効果を考慮しない場合(1.22~1.47)よりも 1 に近づくことが確認できる。拘束効果による影響を考慮することで、八角形断面部材の弾性局部座屈耐力に対する評価精度を向上できると言える。

$\sigma_{dcr,b}$  が  $\sigma_{Lcr,b}$  を下回る断面仕様(図中の黒プロット)では、 $w/D$  が小さい場合ほど計算結果が解析結果を安全側に評価する傾向を示した。この傾向は圧縮力が作用する部材の弾性局部座屈耐力に関する評価(Fig.4.8)と類似の傾向である。本論文で提案する八角形断面のゆがみ座屈に対する評価式は、異方性板の見かけ上のポアソン比を  $\nu_x=\nu_y=0$ (4.3.2 節)とみなして評価するため、 $w/D$  が小さい断面仕様に対して、その評価精度が低下する。曲げが作用する部材の耐力評価においても、異方性板の見かけ上のポアソン比を 0 とみなした影響で、弾性局部座屈耐力を安全側に評価する結果になった。

$\sigma_{Lcr,b}$  が  $\sigma_{dcr,b}$  を下回る断面仕様(図中の白プロット)の場合、 $w/D$  が大きくなるにつれて  $\sigma_{FSA}/\sigma_{ocr,b}$  は大きくなる傾向を示したものの、両者は良い対応を示した。 $w/D$  の変化が  $\sigma_{FSA}/\sigma_{ocr,b}$  に及ぼす影響に着目すると、 $\sigma_{FSA}/\sigma_{ocr,b}$  は  $w/D$  の増加と共に徐々に大きくなる傾向を示し、その値は 0.95 から 1.14 まで増加した。ここに、同評価式で曲げや曲げ圧縮が作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力を評価した場合、計算耐力と解析結果の比率は 0.98~1.14 の範囲に分布しており、長方形断面部材の場合と同等の精度で八角形断面部材の弾性局部座屈耐力を評価できたと言える。

以上、曲げが作用する八角形断面部材の弾性局部座屈耐力の定量評価について、固有値解析に基づく検討を実施した。ゆがみ座屈が発生する断面仕様の耐力評価において改善の余地はあるものの、本論文で提案する簡易な数式を用いることで、八角形断面部材の弾性局部座屈耐力を、従来の断面を構成する板要素を単純支持板とみなす評価法よりも精度よく評価できると分かった。

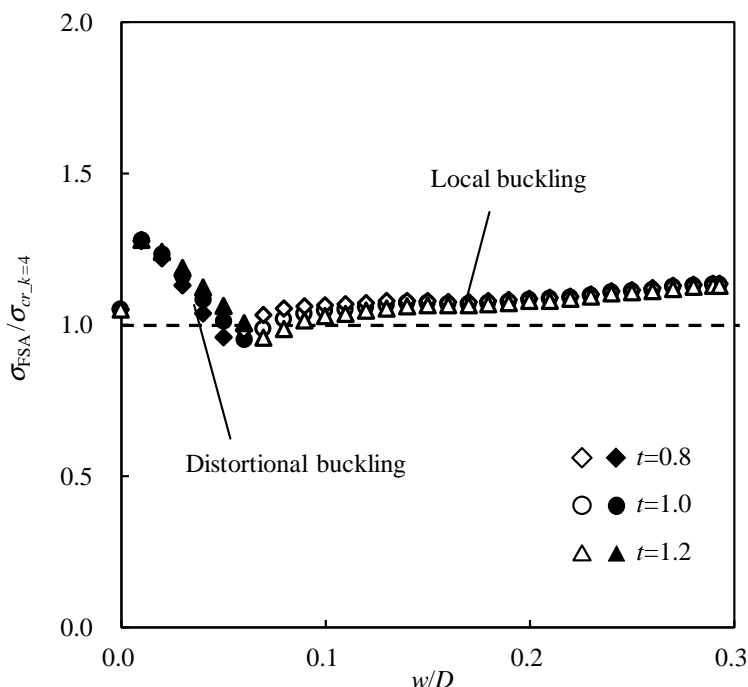


Fig.4.28 evaluation results for the elastic local buckling strength of octagonal sections with a consideration for the restraining

#### 4.7.2 等曲げが作用する八角形断面部材の最大耐力評価

有限要素法による弾塑性大変形解析を用いて、等曲げが作用する八角形断面部材の最大耐力を算出し、部材の最大耐力に板要素間の拘束効果が及ぼす影響を比較する。解析モデルは、Fig.4.20と同じ、部材外径が  $D=100\text{mm}$ 、部材長さが  $L=300\text{mm}$  の鋼管部材である。部材の図心位置に回転変形を与えることで、部材に等曲げを作用させた。解析計算ソフト、解析モデルの詳細、および形状初期不正は全て 4.6.1 節の解析モデルと同じとした。解析パラメータは  $w/D(=0, 0.03, 0.07, 0.10, 0.17, 0.24, 0.29)$  と板厚  $t(=0.8\text{mm}, 1.0\text{mm}, 1.2\text{mm})$  である。角部幅と外径  $D(=100\text{mm})$  が一定の条件で角部幅  $w$  を変化させた。

部材耐力の評価は、板要素が凹凸に変形する局部座屈のモードと、断面のゆがみを伴うゆがみ座屈のモードの2つのモードに分けて行った。まず前者の局部座屈による崩壊を想定した場合、拘束効果による耐力上昇の効果は、最も局部座屈耐力の高い圧縮縁側の **side plate** に発生するものと考え、それ以外の板要素については、境界条件を単純支持とみなしたうえで、各々の負担耐力を Eurocode3 の設計式に基づき計算し、部材の耐力  $M_{Lnl}$  を算出した。なお面内曲げが作用する板要素の負担耐力に関する具体的な計算手順については、第3章の3.3節に記載の通りである。

次にゆがみ座屈が生じる場合、有効幅理論に基づく耐力評価手法を直接適用することはできず、異なる耐力評価法を指向する必要がある。そこで本論文では、Schafer らによって開発された Direct Strength Method<sup>4-13)</sup>による耐力評価を試みた。Direct Strength Method は、固有値解析により求まる部材の弾性局部座屈耐力から最大耐力を予測する計算手法であり、圧縮材が局部座屈する場合、圧縮材がゆがみ座屈する場合、曲げ材が局部座屈する場合、曲げ材がゆがみ座屈する場合の4種の崩壊モードに対して、弾性座屈耐力を最大耐力に変換する変換式が与えられている。八角形断面部材は当該設計式の適用範囲外ではあるものの、その活用可否に関する検討を含め、本論文では Direct Strength Method による耐力評価・検討を行うこととした。以下、曲げが作用する部材にゆがみ座屈が発生する場合の耐力評価式を示す。

$$M_{nld} = \rho M_y \quad (4.20)$$

$$\lambda_b \geq 0.673 \text{ の場合} \quad \rho = \frac{1 - 0.22/\lambda_b}{\lambda_b} \quad (4.21.a)$$

$$\lambda_b < 0.673 \text{ の場合} \quad \rho = 1 \quad (4.21.b)$$

ただし  $\lambda_b = \sqrt{\sigma_y / \sigma_{der\_b}}$

Fig.4.29 には、有限要素解析から得られた最大耐力  $M_{max}$  を計算耐力  $M_{nl}$  および  $M_{onl}(=\min(M_{Lnl}, M_{dnl}))$  で無次元化した値 ( $M_{max}/M_{nl}$  または  $M_{max}/M_{onl}$ ) と  $w/D$  との関係を示す。ここに、 $M_{nl}$  が断面を構成する板要素を単純支持板とみなして計算した計算耐力であり、 $M_{onl}$  が拘束効果を加味した計算耐力である。図中の白プロットは  $M_{Lnl}$  が  $M_{dnl}$  を下回る断面仕様を有する部材の解析結果であり、板要素が凹凸に変形する局部座屈によって部材耐力が決定したと考えられる断面仕様である。また黒プロットは  $M_{dnl}$  が  $M_{Lnl}$  を下回る断面仕様を有する部材の解析結果であり、ゆがみ座屈により部材耐力が決定したと考えられる断面仕様である。灰色プロットは、板要素を単純支持板とみなした場合の計算耐力である。また Table 4.6 には、解析結果を  $M_{Lnl}$  が  $M_{dnl}$  よりも小さくなる場合 (Fig.4.28 の白プロット) と  $M_{dnl}$  が  $M_{Lnl}$  よりも小さくなる場合 (Fig.4.29 の黒プロット) に分け、各々に対して  $M_{max}/M_{onl}$  および  $M_{max}/M_{nl}$  の最大値 (max)、最小値 (min)、平均値 (Ave.)、変動係数 (C.V.) を計算した結果を示す。

$M_{Lnl}$  が  $M_{dnl}$  よりも小さくなる断面仕様の場合 (Fig.4.29 白プロット)、板要素間での拘束効果を考慮することで、プロットが灰色プロットよりも 1.0 に近い位置へ移動しており、部材耐力に対する評価精度が改善する傾向が確認できる。 $M_{max}/M_{nl}$  と  $M_{max}/M_{onl}$  を比較すると、拘束効果を考慮することで、最大耐力と計算耐力の比率の平均値が 1.09 から 1.06 に改善され、また変動係数も 4.40% から 3.13% に改善された。板要素が凹凸に変形する局部座屈によって崩壊モードが決定すると想定される断面仕様の部材では、板要素間での拘束効果を考慮することで、従来の単純支持条件を仮定する計算耐力よりもより精緻に部材耐力を評価できると言える。

ゆがみ座屈による崩壊が想定される断面仕様の場合（黒プロット）、Direct Strength Method による計算耐力は、解析結果をすべて安全側に評価する結果をあたえ、本論文が提案する弾性局部座屈耐力の耐力評価式と Direct Strength Method を併用することで、部材のゆがみ座屈耐力を安全側に評価できると分かった。ただし、断面仕様によっては計算結果に対して有限要素解析が約 44% 高い耐力を示すなど、断面を構成する板要素を単純支持板とみなした場合よりも大幅に安全側の評価を与える場合も見受けられ、評価精度の向上は今後の課題の一つである。

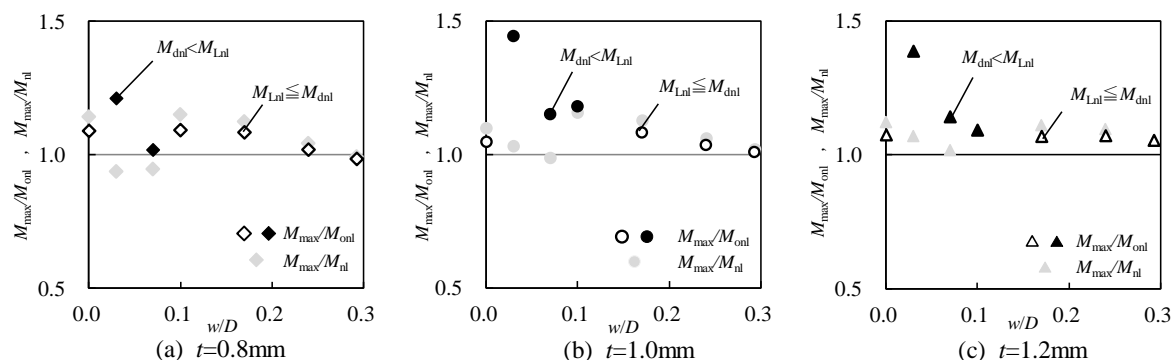


Fig.4.29 maximum strength divided by nominal strength, with and without restraining effect

Table 4.6 Comparison of evaluation results with and without restraining

	$M_{\max}/M_{nl}$		$M_{\max}/M_{oi}$	
	Local	Distortional	Local	Distortional
max	1.15	1.16	1.09	1.44
min	0.99	0.94	0.98	1.02
Ave.	1.09	1.03	1.06	1.20
C.V.	4.40%	6.73%	3.13%	11.16%

## 4. 8. まとめ

拘束効果を考慮した耐力評価手法の汎用化に向け、圧縮や曲げが作用する八角形断面部材の弾性局部座屈耐力および最大耐力に隣接する板要素間での拘束効果が及ぼす影響を実験と解析で明らかにし、本論文で提案する耐力評価手法に基づき、八角形断面部材の部材耐力に関する定量評価に取り組んだ。以下、本検討を通じて得られた知見をまとめる

- ・八角形断面を有する部材の局部座屈挙動に関する基本的な性状を明らかにするため、部材の断面形状をパラメータとした座屈固有値解析を行った。一部の八角形断面において僅かな耐力低下がみられたものの、隣接する板要素の幅厚比が異なる八角形断面は、断面を構成する板要素を単純支持板とみなした場合の理論的な弾性局部座屈耐力よりも高い弾性局部座屈耐力を有し、その上昇率は  $w/D=0.1$  近傍で最大となった。また八角形断面の弾性局部座屈耐力の変動は、隣接する板要素間の拘束と、それに伴う座屈モードの変化による影響を受ける傾向を示した。

- ・断面を構成する板要素が凹凸に変形する局部座屈のモードと、断面のゆがみを伴うゆがみ座屈のモードを生じる八角形断面部材に対して、エネルギー法に基づき弾性局部座屈耐力およびゆがみ座屈耐力に対する簡易な耐力評価式を提案した。角部幅が極端に小さい部材において、弾性局部座屈耐力を安全側に評価する傾向が見受けられたものの、局部座屈、ゆがみ座屈の双方の座屈モードに対して、提案式は固有値解析の結果と良い対応を示した。

- ・正方形および八角形断面部材の短柱圧縮実験ならびに有限要素解析を用いて断面を構成する各板要素が負担する軸力により部材の断面形状が与える影響を調べると共に、板要素間での拘束効果ならびに座屈モードの変化を考慮した耐力評価手法を提案した。断面を構成する板要素を全て単純支持板とみなす既往の耐力評価手法と比較して、本論文にて提案する拘束効果を加味した耐力評価手法を用いることで、部材耐力の評価に対するバラつきを抑制できることを明らかにした。

- ・等曲げが作用する八角形断面部材の弾性局部座屈耐力を固有値解析で算出し、本論文で提案する弾性局部座屈耐力の評価式について、曲げ部材への適用可否を検討した。ゆがみ座屈の発生が予想される断面仕様の耐力評価において、提案式が安全側の評価を与える傾向をしめしたものの、固有値解析から得た弾性局部座屈耐力と提案式に基づく計算値は概ね良い対応を示し、本論文で提案する耐力評価式を用いて、曲げが作用する八角形断面部材の弾性局部座屈耐力を評価できることを明らかにした。

- ・曲げが作用する八角形断面部材の最大耐力を有限要素解析によって算出し、板要素間での拘束の有無をパラメータとした耐力評価を通じて、最大耐力の評価精度に拘束効果がおよぼす影響を考察した。断面を構成する板要素が凹凸に変形する局部座屈のモードで部材が崩壊すると想定される断面仕様の場合、本論文が提案する手法で拘束効果を考慮した耐力評価を行うと、部材耐力に対する評価精度が向上することが分かった。ただし、断面のゆがみを伴うゆがみ座屈のモードで部材が崩壊する場合については、計算結果は解析結果に対して過度に安全側の評価を与える傾向にあり、その評価精度の向上が今後の課題である。

付録 4. A 八角形断面部材の破壊モード

Fig.4.A に、載荷終了後の試験体の写真一覧を示す。いずれの試験体も、試験体中央部に変形が局所化して耐力低下に至った。また、今回の実験で観測された座屈モードは、①板要素が凹凸に変形する板の局部変形のモード、②部材の断面がゆがみながら板要素の接合線の移動をゆがみ座屈のモード、①と②が連成した座屈モードの3種類であった。

SQ-00 および Oct-20 は各板要素が凹凸に変形する板の局部変形のモードを生じた。角部の幅  $w$  が最も小さい Oct-03 はゆがみ座屈の変形モードを示した。Oct-10 は各板要素が凹凸に変形しつつ、なおかつ板要素間の接合線の移動も確認でき、局部座屈とゆがみ座屈が練成した座屈モードを示した。



Fig. 4.A Collapse mode of each specimen

[参考文献]

- 4-1) Bulson P.S. : The Strength of thin-walled tubes formed from flat elements, *Int. J. Mech. Sci.*, vol.11, pp. 613-620, 1969
- 4-2) 右田泰弘, 青木徹彦, 福本嘔士 : 多角形断面鋼柱の局部座屈に関する実験的研究, 土木学会論文報告集, 第 422 号, pp.255-263, 1990, 10
- 4-3) 小瀬古信博, 青木徹彦, 福本嘔士 : 八角形断面鋼柱の局部座屈強度, 土木学会論文報告集, 第 330 号, pp.27-36, 1983, 2
- 4-4) Teng J.G., Smith S.T., Ngok L.Y. : Local Buckling of Thin-Walled polygonal Columns Subjected to Axial Compression or Bending, 2nd International Conference on advances in steel structure (ICASS 99), vols. 1 and 2, pp.109-115, 1999
- 4-5) Timoshenko, S. Gere, J. : Theory of elastic stability. McGraw-Hill, 1961
- 4-6) 木村衛, 井上哲郎, 谷口元, 橋村徹, 小松健 : 薄板の座屈後耐力, 日本建築学会構造系論文集, 第 545 号, pp.135-140, 2001, 7
- 4-7) Winter, G. : Strength of Thin Steel Compression Flanges, *Journal of Structural Engineering*, ASCE, pp.527-576, 1946
- 4-8) Lind, N.C., Ravindra, M.K., Schorn, G. : Empirical Effective Width Formula, *Proc. of ASCE, ST Div.*, Vol. 102, No. ST9, pp.1741-1751, 1976
- 4-9) North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members 2007 Edition, American Iron and Steel Institute, 2007
- 4-10) EN 1993-1-3 : Eurocode 3 – Design of Steel Structures, Part 1-3 : General rules – Supplementary rules for cold-formed members and sheeting, CEN – European committee for standardization, 2006
- 4-11) ステンレス建築構造設計基準・同解説 第2版, 技報堂出版, 2001
- 4-12) Schafer, B.W., Li, Z., and Moen, C.D. : Computational modeling of cold-formed steel, *Thin-Walled Structures*, 48, 752-762, 2010
- 4-13) Shafer, B.W. : Designing Cold-Formed Steel Using the Direct Strength Method, 18th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures, 2006, 10

5. 拘束効果を加味した薄肉閉断面部材の試設計

5. 1	はじめに	110
5. 2	拘束効果を考慮した局部座屈耐力の計算フロー	111
5. 3	提案手法の活用が期待できる部材の必要条件	113
5. 4	拘束効果を加味した薄肉閉断面部材の許容耐力評価	115
5. 4. 1	許容圧縮応力度および許容曲げ応力度の設計式	115
5. 4. 2	試設計検討モデルの概要	117
5. 4. 3	軸圧縮が作用する閉断面部材の許容圧縮耐力に拘束効果が及ぼす影響	119
5. 4. 4	曲げが作用する閉断面部材の許容曲げモーメントに拘束効果が及ぼす影響	121
5. 5	今後の課題: 曲げとせん断の複合力が作用する部材の座屈耐力の評価	123
5. 6	まとめ	126
付録5.A	隣接する板要素からの拘束効果を考慮した耐力評価フローチャート	127

## 5. 拘束効果を加味した薄肉閉断面部材の試設計

### 5. 1 はじめに

閉断面を有する薄板軽量形鋼の局部座屈耐力および最大耐力は、隣接する板要素間での相互作用による影響を受ける。このため部材の許容耐力を評価する際には、部材に作用する外力条件および部材の断面形状を勘案したうえで、部材断面を構成する各板要素の境界条件を反映した耐力評価を行うことが望ましい。ここに、例えば事前に部材の断面仕様や作用外力が決定している場合、有限要素解析等の数値解析を併用すれば、部材の弾性局部座屈耐力や最大耐力を定量評価することができる。一方で、設計者が任意の断面形状から最適な部材断面を探索する構造設計においては、部材の保有性能を毎回精緻な数値解析によって算出することは膨大な設計手間を生じるため、現実的な手法とは言い難い。従って建築構造物の設計という観点からは、数値解析等を併用しない簡易な設計式による耐力評価手法の構築が重要である。

薄板軽量形鋼部材の耐力評価を行う場合、部材の許容耐力は局部座屈耐力によって定まる有効断面積および有効断面係数( $A_e$ ,  $Z_e$ )と、部材の全体座屈耐力によって定まる許容圧縮応力度( $f_c$ )や許容曲げ応力度( $f_b$ )の積によって求まる。本論文で提案する局部座屈耐力の定量評価手法は、前者の有効断面積および有効断面係数に寄与するものである。しかしながら、部材設計耐力に板要素間での拘束効果が及ぼす影響を考察するには、後者の断面形状の変化が全体座屈耐力に及ぼす影響も加味したうえで、その影響を分析する必要がある。

そこで本章では、第2章から第4章を通じて提案した局部座屈耐力の評価法について、その計算フローを再整理すると共に、実際の薄板軽量形鋼部材を想定した試設計検討を実施し、部材の設計耐力に対して板要素間での拘束効果が及ぼす影響を分析する。また、さらなる高精度の座屈設計技術の構築に向けた今後の課題について述べる。

## 5. 2 拘束効果を考慮した局部座屈耐力の計算フロー

第2章から第4章で述べた薄肉辺断面部材の耐力評価法について、その計算手順を再整理する。本論で提案する耐力評価手法は、有効幅理論に基づく既往の耐力評価手法を踏襲し、部材断面を板要素に分割のうえ、各板要素の有効幅を計算したうえで、部材の有効断面積を評価する。具体的な計算手順は、以下に示す通りである。

- 1) 部材断面を板要素に分割し、部材に作用する荷重の条件から、断面を構成する各板要素の両側辺に発生する材軸方向応力の比率  $\Psi (=f_2/f_1)$  を板要素毎に計算する。ここに、 $f_1 \geq f_2$  である(ただし、圧縮を正とする)。
- 2) 弾性局部座屈耐力を計算する板要素の  $\Psi (= \Psi_b)$ 、隣接する板要素の  $\Psi (= \Psi_c)$ 、および  $l_c/l_b$  (弾性局部座屈耐力を計算する板要素の板幅  $l_b$  と隣接する板要素との板幅  $l_c$  の比率) を基に、板要素に作用する拘束の大きさを表すパラメータ  $\gamma$  を下式で計算する。ここに、 $\gamma$  は 0 から 1 の間で変化する実数であり、 $\gamma=0$  の時に側辺部の回転変形が完全に拘束されている状態を表し、 $\gamma=1$  の時に側辺部には回転拘束が作用しないことを表す。

$$0 < l_c/l_b \leq 0.1\alpha_b/\alpha_c \text{ の場合} \quad \gamma = 4.6 \frac{\alpha_c l_c}{\alpha_b l_b} \quad (5.1.a)$$

$$0.1 \alpha_b/\alpha_c < l_c/l_b \leq \alpha_b/\alpha_c \text{ の場合} \quad \gamma = 0.4 + 0.6 \frac{\alpha_c l_c}{\alpha_b l_b} \quad (5.1.b)$$

$$\alpha_b/\alpha_c < l_c/l_b \text{ の場合} \quad \gamma = 1 \quad (5.1.c)$$

$$\text{ただし } \Psi_b=1 \text{ の場合} \quad \alpha_c = 0.7 + 0.3\Psi_c, \quad \alpha_b = 1 \quad (5.2.a)$$

$$\Psi_b < 1 \text{ の場合} \quad \alpha_b = 0.7 + 0.3\Psi_b, \quad \alpha_c = 1 \quad (5.2.b)$$

- 3)  $\gamma$  と  $\Psi$  を用いて各板要素の座屈係数  $k$  を Eq.(5.3) で計算し、各板要素の弾性局部座屈耐力  $\sigma_{cr}$  を Eq.(5.5) で求める。Eq.(5.3) は、本論文が提案する耐力評価手法の核となる式である。側辺部の回転拘束を受ける板要素の座屈係数を、単純支持された板要素の座屈係数と、固定支持された板要素の座屈係数の線形和で近似することで、簡易な数式表現による耐力評価を可能としている。

$$k = \gamma k_p + (1-\gamma) k_r \quad (5.3)$$

$$k_p = 4 + 2 \left\{ (1-\Psi_b)^3 + (1-\Psi_b) \right\} \quad (5.4.a)$$

$$k_r = 6.98 + 3.26 \left\{ (1-\Psi_b)^3 + (1-\Psi_b) \right\} \quad (5.4.b)$$

$$\sigma_{cr} = k \frac{E\pi^2}{12(1-\nu^2)} \left( \frac{t}{l_b} \right)^2 \quad (5.5)$$

ただし  $k_p$ : 境界条件を単純支持とみなした場合の座屈係数  
 $k_r$ : 境界条件を固定支持とみなした場合の座屈係数  
 $E$ : ヤング係数  
 $\nu$ : ポアソン比

- 4) 各板要素の弾性局部座屈耐力のうち、最も局部座屈耐力が低くなる板要素において隣接する板要素間での拘束効果が発生するものとみなし、その他の板要素は単純支持板( $\gamma=1$ )として板要素の弾性局部座屈耐力を再評価のうえ、各板要素の一般化幅厚比 $\lambda$ を以下の通り計算する.

$$\lambda = \sqrt{\sigma_y / \sigma_{cr}} \quad (5.6)$$

ただし  $\sigma_y$ : 材料の降伏強度

- 5) 一般化幅厚比 $\lambda$ から、下式を用いて有効幅 $b_e$ を計算する. 与式は、Eurocode3 に収録されている設計式である.

$$b_e = \rho b \quad (5.6)$$

ただし  $\lambda > 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.055\psi_b}$  の場合  $\rho = \frac{1 - 0.055(3 + \psi) / \lambda}{\lambda}$  (5.7.a)

$\lambda \leq 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.055\psi_b}$  の場合  $\rho = 1$  (5.7.b)

- 6)  $b_e$ から板要素の面内方向応力の分布を Table5.1 に基づき計算のうえ、各板要素の負担軸力およびモーメントを Eq.(5.8.a), (5.8.b)で計算する. なお、 $b_e$ が図中の $b_c$ よりも大きくなった場合は、板要素の全幅が有効であるとみなし、 $b_e=b_c$ とする.

$$N_{PL} = t \int \sigma_x(y) dy \quad (5.8.a)$$

$$M_{PL} = t \int y \sigma_x(y) dy \quad (5.8.b)$$

Table 5.1 design equations of effective width

	$b_1 = 0.4b_e$ $b_2 = 0.6b_e$
	$b_1 = \frac{2}{5 - \psi} b_e$ $b_2 = b_e - b_1$

7) 各板要素の負担軸力および負担モーメントの和として、部材耐力を下式で評価する。

$$M_{nr} = \sum M_{PL} \quad (5.9.a)$$

$$N_{nr} = \sum N_{PL} \quad (5.9.b)$$

曲げが作用する部材の耐力を評価する場合、事前に中立軸位置を仮定したうえで 1)~7) の操作を行い、部材耐力を評価する。このとき算出される計算耐力は、必ずしも力のつり合い条件を満足するとは限らない。従って計算耐力が力のつり合い条件を満足していない場合には、中立軸位置を再度設定のうえで 1)~7) の操作を繰り返し、収斂計算によってつり合い条件を満足する計算耐力を求めることとなる。

### 5. 3 提案手法の活用が期待できる部材の必要条件

続いて、本論が提案する耐力評価手法の適用に関する必要条件について考察する。第 2 章～第 4 章では、長方形断面および八角形断面を対象に、部材の弾性局部座屈耐力および最大耐力を実験と解析で定量的に評価し、提案手法に基づく計算耐力との比較を通じて、その妥当性を検証した。これらの評価法は、部材の弾性局部座屈耐力が、断面内で最も局部座屈耐力の低い板要素の座屈耐力に等しいと仮定し、単純支持された板要素の両側辺に等しい回転ばねを付与した力学モデルに基づき板要素の弾性局部座屈耐力の評価式を導出のうえ、既往の有効幅理論を用いて、圧縮、曲げ、および曲げ圧縮が作用する部材の耐力評価へと拡張している。また、弾性局部座屈耐力の評価に用いた理論式の導出にあたっては、断面を構成する板要素が全て等しい板厚を有するという薄板軽量形鋼の特徴に着目した式展開を行っている。従って本論文にて提案する耐力評価手法を適用するには、以上のモデル化に関する仮定条件を満足する必要がある、具体的には以下の 3 つの必要条件を満足する必要がある。

- ・部材断面を構成する板要素は全て等しい板厚を有する
- ・部材断面を構成する板要素を、両側辺部に等しい回転ばねを有するモデルに置換できる断面仕様を有する。
- ・板要素側辺部の水平移動を伴うゆがみ座屈が発生しない

1 つ目の条件は、薄板軽量形鋼においては、かならず成立する。すなわち、薄板軽量形鋼は 1 枚の鋼板を冷間成形することで断面形状を作り込む形鋼であるため、部材断面を構成する板要素は、全て板厚が等しくなる。

2 つ目の条件については、長方形や八角形などの汎用的な閉断面部材であれば、概ね満足される。しかしながら、例えば複数の形鋼をドリルねじで組み立てた組立材や、かしめによる成形工程を経て製造されたボックス断面部材など、特殊な断面形状や製造工程を経て作られた断面仕様の部材については、実験や数値解析を通じて、本耐力評価法の適用可否を検証する必要がある。

3 つ目の条件については、断面仕様によって、仮定条件が成立しない場合が想定される。たとえば第 4 章で取り扱った八角形断面部材では、 $w/D$  が小さい領域でゆがみ座屈が発生するため

(Fig.4.8 参照), 前述の必要条件を満足できない. ただし, 八角形断面を対象とした検討からも分かるとおり, ゆがみ座屈による崩壊を想定した部材耐力が板の局部座屈による崩壊を想定した部材耐力を上回る値となり, 板の局部座屈によって部材耐力が決定される場合は, 板要素間での拘束効果の発揮が期待できる. 従って, 数値解析や設計式によって座屈モードを適切に判別できる場合については, 本論文が提案する耐力評価手法を活用できる可能性があると言える.

なお, 本論文では短柱圧縮試験と有限要素解析を併用して本評価手法の妥当性を検証したが, 局部座屈耐力に対する評価を精緻化したことで座屈後耐力に対する評価式(Eq.(5.6))自体の評価精度が変化する可能性も想定される. 実験と解析によって検証を行った断面仕様の部材であれば本研究で得られた知見を適用できるものと推察するが, かしめによって閉断面形状を製造した部材や, ねじ接合による組み立てを用いて閉断面形状とした組立材, 板要素に細かな凹凸が付与された軽天下地など, 本論文では検討していない長方形断面部材の耐力評価において本研究成果を適用する場合については, 実験等による検証を行い, その適用可否を判断する必要がある.

以上, 本論文で提案する耐力評価法の適用に関する必要条件について考察した. 前述の 3 つの必要条件を満足する部材においては, 本論文が提案する耐力評価手法を適用できる可能性があると言える.

## 5. 4 拘束効果を加味した薄肉閉断面部材の許容耐力評価

本節では、実際のスチールハウスに使用される部材を想定した試設計検討を実施し、板要素間での拘束効果が部材の設計耐力に及ぼす影響を考察する。まず、文献 5.1)に示す許容応力度の計算式についてその概要をまとめる。次に、スチールハウス工法に用いられるパネル部材たて枠材を想定し、部材長さが 2730mm の矩形断面部材に、軸圧縮および曲げが作用する場合の設計耐力を計算し、板要素間での拘束効果が部材の設計耐力に及ぼす影響について考察する。

### 5. 4. 1 許容圧縮応力度および許容曲げ応力度の設計式

軸力や曲げが作用する部材の許容応力度は、部材の全体座屈耐力に基づき算出される。長方形断面部材のように 2 軸対称な閉断面を有する部材は、断面のねじれ剛性が極めて高いため、圧縮時に部材に生じる全体座屈のモードは曲げ座屈が支配的となり、曲げ時に部材に生じる座屈モードは横座屈が支配的になる。以下に、弾性曲げ座屈耐力および弾性横座屈耐力の評価式を示す。

$$\text{弾性曲げ座屈耐力} \quad \sigma_c = \frac{\pi^2 E}{(l_k/i_x)^2} \quad (5.10.a)$$

$$\text{弾性横座屈耐力} \quad \sigma_b = \frac{r_0 A}{Z_m} \sqrt{\frac{\pi^2 E}{(l_{kn}/i_n)^2} \frac{GJ + \pi^2 EC_w/l_t^2}{Ar_0^2}} \quad (5.10.b)$$

ただし

$l_k$  : 弾性曲げ座屈に対する有効座屈長さ

$i_x$  : 弾性曲げ座屈が生ずる軸に対する断面二次半径

$r_0$  : 次式によって計算される数値  $r_0 = \sqrt{i_x^2 + i_y^2 + x_0^2}$

$i_x$  : 曲げを受ける軸に対する断面二次半径

$i_y$  : 曲げを受ける軸に直行する軸に対する断面二次半径

$x_0$  : 曲げを受ける軸上における重心とせん断中心との距離

$A$  : 部材の断面積

$Z_x$  : 曲げを受ける軸に対する断面係数

$E$  : ヤング係数

$l_{kn}$  : 横座屈補剛間隔

$G$  : せん断弾性係数

$J$  : サンプナンねじり定数

$C_w$  : 曲げねじり定数

$l_t$  : ねじれに対する有効座屈長さ

以上の評価式から求まる弾性曲げ座屈耐力および弾性横座屈耐力を基に一般化有効細長比  $\lambda$  および  $\lambda$  を算出することで、圧縮力が作用する部材の許容圧縮応力度  $f_c$  および曲げが作用する部材の許容曲げ応力度  $f_b$  が下式の通り算出される。なお、下式は安全率を 1 として計算した場合の許容圧縮応力度および許容曲げ応力度である。

$$\cdot \text{軸圧縮材} \quad {}_c\lambda > 1.3 \text{ の場合} \quad f_c = (1 - 0.24 {}_c\lambda^2) F \quad (5.11.a)$$

$${}_c\lambda > 1.3 \text{ の場合} \quad f_c = \frac{F}{{}_c\lambda^2} \quad (5.11.b)$$

$$\text{ただし} \quad {}_c\lambda = \sqrt{F/\sigma_c} \quad (5.12)$$

$$\cdot \text{曲げ材} \quad {}_b\lambda \leq 1.3 \text{ の場合} \quad f_b = (1 - 0.24 {}_b\lambda^2) F \quad (5.13.a)$$

$${}_b\lambda > 1.3 \text{ の場合} \quad f_b = \frac{F}{{}_b\lambda^2} \quad (5.13.b)$$

$$\text{ただし} \quad {}_b\lambda = \sqrt{F/\sigma_b} \quad (5.14)$$

また曲げと圧縮の複合力が作用する部材については、通常の鉄骨造と同様に、許容圧縮応力度および許容曲げ応力度を計算の上、以下の計算式をもって応力検定が行われる。

$$\frac{\sigma_{ca}}{f_c} + \frac{\sigma_{ba}}{f_b} \leq 1 \quad (5.15)$$

ただし

$$\sigma_{ca} : N_a/A_e$$

$$\sigma_{ba} : M_a/Z_e$$

$N_a$  : 作用軸力

$M_a$  : 作用モーメント

$A_e$  : 有効断面積

$Z_e$  : 有効断面係数

Eq.(5.15)の  $f_c$ ,  $f_b$  は許容圧縮応力度および許容曲げ応力度であり、軸圧縮時および等曲げ時の許容耐力が分かれば、曲げ圧縮時の許容耐力も評価できることを意味する。ここに、第 3 章に示した通り、計算耐力が降伏耐力を下回る長方形断面部材では、軸圧縮および曲げ圧縮が作用する部材の最大耐力は  $M-N$  平面上を概ね直線的に分布することが分かっており、軸圧縮が作用する部材の有効断面積  $A_e$  および等曲げが作用する部材の有効断面係数  $Z_e$  が分かれば、曲げ圧縮が作用する部材の最大耐力を評価する事も可能であると言える。

以上の考察を踏まえ、本章では軸圧縮が作用する場合および等曲げが作用する場合の 2 つの荷重条件に着目した試設計検討を行い、各々の荷重条件化において、板要素間での拘束効果が部材の形状設計に及ぼす影響を考察した。なお、5.3 節および 5.4 節に示した設計フローについては、付録 5.A に全体の流れをまとめているので、適宜参照されたい。

## 5. 4. 2 試設計検討モデルの概要

スチールハウス工法に用いられるパネル部材は、建物に地震荷重や風荷重などの外乱が作用する場合、面内方向の荷重(面内せん断力)に対してはパネルの面材が抵抗し、また面外方向の荷重や鉛直方向の荷重に対してはたて枠が抵抗する。

地震等の荷重がパネルの面内方向へ作用する場合、たて枠には面材から作用するせん断力の反力(軸力としてたて枠を伝達)と、上階のたて枠から金物等を介して伝達される軸力の2つの外力に対して抵抗する。部材の許容圧縮耐力の算出においては、たて枠材を両端ピン支持された軸圧縮部材に置換し、部材に均質な圧縮応力が作用する荷重条件を想定して弾性曲げ座屈耐力を計算のうえ、許容圧縮応力度を算定する。なお、たて枠は面材によってパネル面内方向への変形が抑制されるため、弾性曲げ座屈耐力はたて枠がパネルの面外方向へたわむ座屈モードに基づき算出される。すなわち、パネル部材のたて枠の設計においては、面外方向への曲げに対して高い剛性と耐力を有する断面仕様を用いることで、より経済的な設計が可能になる。

風等による面外曲げがパネル部材の作用する場合、たて枠の設計においては、パネルに作用する風荷重が等分布荷重としてたて枠に作用すると想定し、その耐力評価を行う。このとき、長期荷重を受け持つ部材は、曲げと圧縮の複合力に対する部材設計が必要となる。パネルの面外方向曲げに対してたて枠材が抵抗する荷重条件を想定した場合、たて枠材はパネルの面外方向へ曲げ変形が効率的に抑制できる断面仕様を有することが望ましく、この観点からも、パネル面外方向への曲げに対して高い剛性および耐力を有する断面仕様であることが望ましい。

以上の設計思想を踏まえ、本節ではこのスチールハウス工法に用いるパネル部材のたて枠を想定し、 $\square$ -100x100x1.6 および $\square$ -100x100x0.8 の角形鋼管を基準に、断面積・部材長・板厚が一定の条件で部材断面形状を正方形から長方形へと変化させることで、パネルの面外方向への曲げ耐力および曲げ剛性を向上させる試設計検討を実施した。拘束効果の影響を無視した従来手法に基づく試設計結果と、拘束効果を加味した提案手法による試設計結果との比較を通じて、板要素間での拘束効果が部材の許容圧縮耐力および許容曲げモーメントに及ぼす影響を考察する。

Fig. 5.1 には、試設計検討に用いた部材の概要を示す。検討パラメータは、荷重条件(軸圧縮、等曲げ)、断面の長辺と短辺の辺幅の比率  $c/b$  (0.1~1.0)、および部材の板厚 ( $t=0.8\text{mm}$ ,  $1.6\text{mm}$ ) である。Fig. 5.1 に示す通り、部材は片端をピン支持、他方をピンローラー支持された境界条件を想定し、部材の長さが全体座屈の座屈半波長と等しくなる部材について試設計検討を実施した。材料には、400MPa 級の亜鉛めっき鋼板(SGC400)を想定し、ヤング係数  $E=205000\text{N/mm}^2$ 、ポアソン比  $\nu=0.3$ 、設計基準強度  $F=280\text{N/mm}^2$  とした。

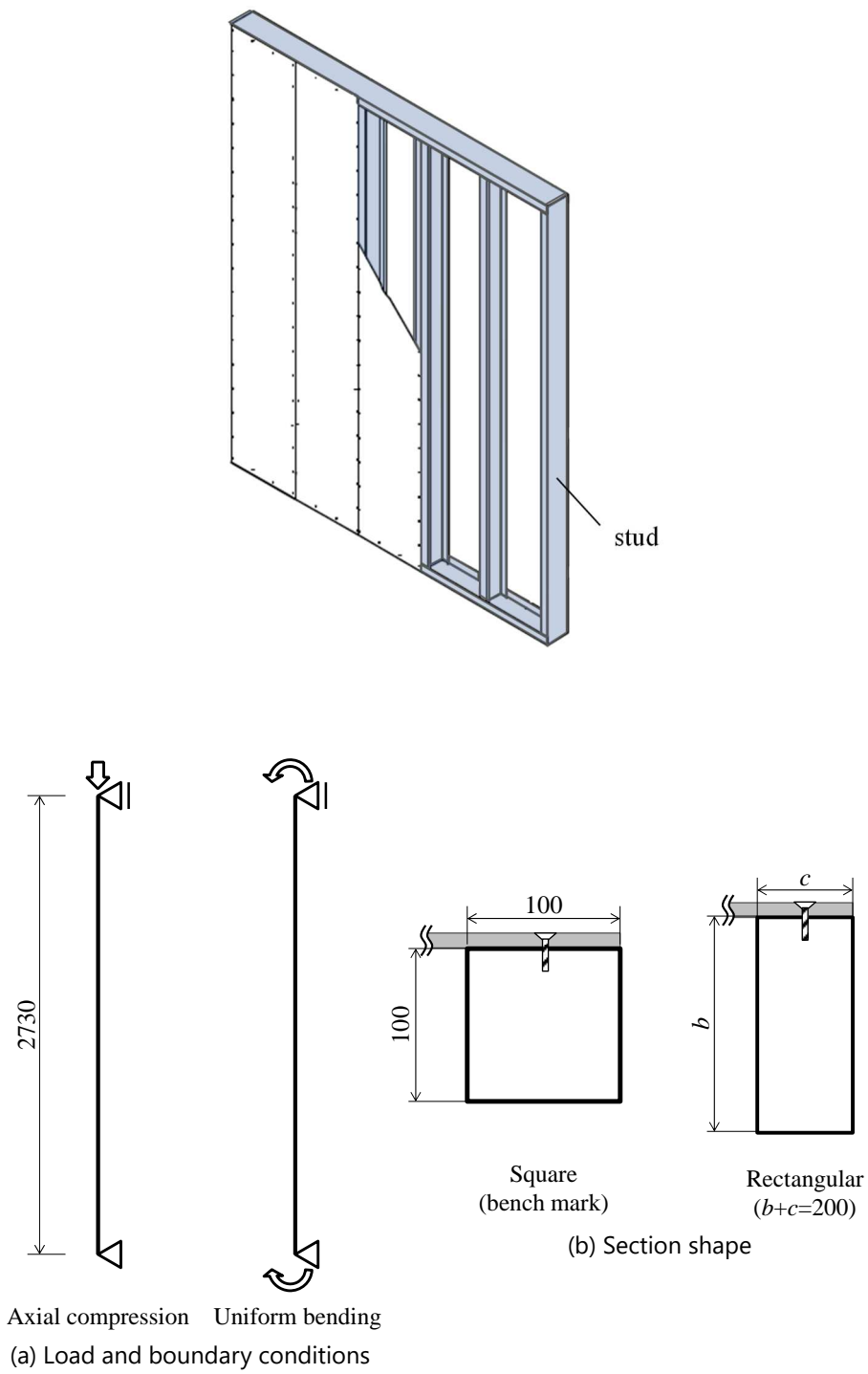


Fig. 5.1 Section shapes and loading condition of designed members

## 5. 4. 3 軸圧縮荷重が作用する閉断面部材の許容圧縮耐力に拘束効果が及ぼす影響

Fig.5.2には、部材の許容圧縮耐力の計算結果を示す。Fig. 5.2 (a)は  $t=0.8\text{mm}$  の条件で試設計検討を実施した結果を表し、Fig.5.2(b)は  $t=1.6\text{mm}$  の条件で試設計検討を実施した結果を表す。図の縦軸は部材の許容圧縮耐力  $N_{nl}$  を正方形断面の許容圧縮耐力  $N_{nl\_sq}$  で除した  $N_{nl}/N_{nl\_sq}$  を表し、横軸は長方形断面の短辺と長辺の辺幅比  $c/b$  を表す。図中の実線が拘束効果を考慮した  $N_{nl}/N_{nl\_sq}$  であり、破線が断面を構成する板要素を単純支持板とみなして計算した  $N_{nl}/N_{nl\_sq}$  である。灰色の一点鎖線は試設計から得られた  $N_{nl}/N_{nl\_sq}$  の最大値を表す。また Fig.5.3, Fig.5.4(a), Fig.5.4(b)にはそれぞれ  $f_c/f_{c\_sq}$  (長方形断面の許容圧縮応力度  $f_c$  を正方形断面の許容圧縮応力度  $f_{c\_sq}$  で除した値) と  $c/b$  の関係、および  $A_e/A_{e\_sq}$  (長方形断面の有効断面積  $A_e$  を正方形断面の有効断面積  $A_{e\_sq}$  で除した値) と  $c/b$  の関係を示す。いずれも実線が拘束効果を考慮した場合の値であり、破線が単純支持板を想定した場合の値である。

軸圧縮荷重が作用する場合、拘束効果による効果が発揮されない  $c/b=1.0$  (正方形) の断面仕様において、実線と破線は同じ値 ( $N_{nl}/N_{nl\_sq}=1.0$ ) となる。ここから  $c/b$  が 1.0 から小さくなると、実線 (拘束効果あり)、破線 (拘束効果なし) 共に  $N_{nl}/N_{nl\_sq}$  が徐々に大きくなり、 $c/b$  が 0.3~0.5 の近傍で最大となった。拘束効果が許容圧縮耐力に及ぼす影響を比較すると、拘束効果を加味した許容圧縮耐力は、総じて拘束効果を無視した許容圧縮耐力を上回る値となった。

$t=0.8\text{mm}$  の場合、拘束効果を無視した従来の設計法に基づき試設計を行うと、 $N_{nl}/N_{nl\_sq}$  の最大値が 1.10 となり、正方形断面を長方形化により得られる部材高耐力化の効果は+10%が最大となる。一方、本論文の提案手法に基づき拘束効果を加味した試設計を実施した場合、 $N_{nl}/N_{nl\_sq}$  の最大値は 1.17 となり、拘束効果を加味することで、長方形断面化による部材の高耐力化に関する効果を+17%まで引き上げることができると分かる。Fig.5.3 および Fig.5.4(a)には  $c/b$  の変化が  $f_c/f_{c\_sq}$  および  $A_e/A_{e\_sq}$  に及ぼす影響を示す。図から、 $f_c/f_{c\_sq}$  は  $c/b$  の減少と共に大きくなることが確認でき、正方形断面部材を長方形化することで部材の許容応力度を高くなると言える。一方、 $c/b$  の減少に伴う  $A_e/A_{e\_sq}$  の変化に着目すると、拘束効果を考慮しない従来の設計法では、 $A_e/A_{e\_sq}$  は  $c/b$  の減少と共に小さくなる傾向を示すのに対して、拘束効果を考慮した場合には、 $c/b$  が 1.0 から小さくなると、 $A_e/A_{e\_sq}$  はわずかに増加する傾向を示し、その後最大耐力に値に至ってから減少に転じた。正方形断面との比較という観点では、拘束効果を考慮する事で、 $t=0.8\text{mm}$  の板厚を想定した場合、 $c/b>0.2$  の断面仕様はすべて正方形断面よりも高い有効断面積の発揮が期待できることが分かった。

端部拘束効果を無視した場合、部材は断面の長方形化により許容圧縮応力度が上昇する効果が得られるものの、 $c/b$  の増加に伴い  $A_e/A_{e\_sq}$  が減少するため、最終的な部材の許容圧縮耐力  $N_{nl}/N_{nl\_sq}$  の増分は  $f_c/f_{c\_sq}$  の増加分に  $A_e/A_{e\_sq}$  の減少分を乗じた値となり、許容圧縮応力度の増分に見合った耐力上昇効果を得ることができない。一方で、端部拘束による効果を精緻に評価することで、有効断面積の低下を抑制することができ、許容圧縮応力度の増分に見合った部材耐力の上昇効果が期待できる。例えば  $t=0.8\text{mm}$  の場合、拘束効果を無視した従来の設計では  $N_{nl}/N_{nl\_sq}=1.10$  で最大となるとき、 $f_c/f_{c\_sq}=1.12$  かつ  $A_e/A_{e\_sq}=0.97$  となり、有効断面積が正方形断面よりも小さくなったことで、許容応力度の増分に見合った耐力上昇効果が得られていないことが分かる。一方、拘束

効果を加味した設計を行うことで、 $N_{nl}/N_{nl\_sq}=1.17$  で最大となる際に、 $f_c/f_{c\_sq}=1.14$  かつ  $A_e/A_{e\_sq}=1.03$  となり、許容応力度の増分に見合った部材耐力の向上効果得ることができた。

$t=1.6\text{mm}$  の場合についても、傾向は  $t=0.8\text{mm}$  の場合と同じである。端部拘束による効果を考慮することで、有効断面積の減少を抑えることが可能となり、結果、許容圧縮応力度の増分に見合った許容圧縮耐力の増加が期待できる結果となった。

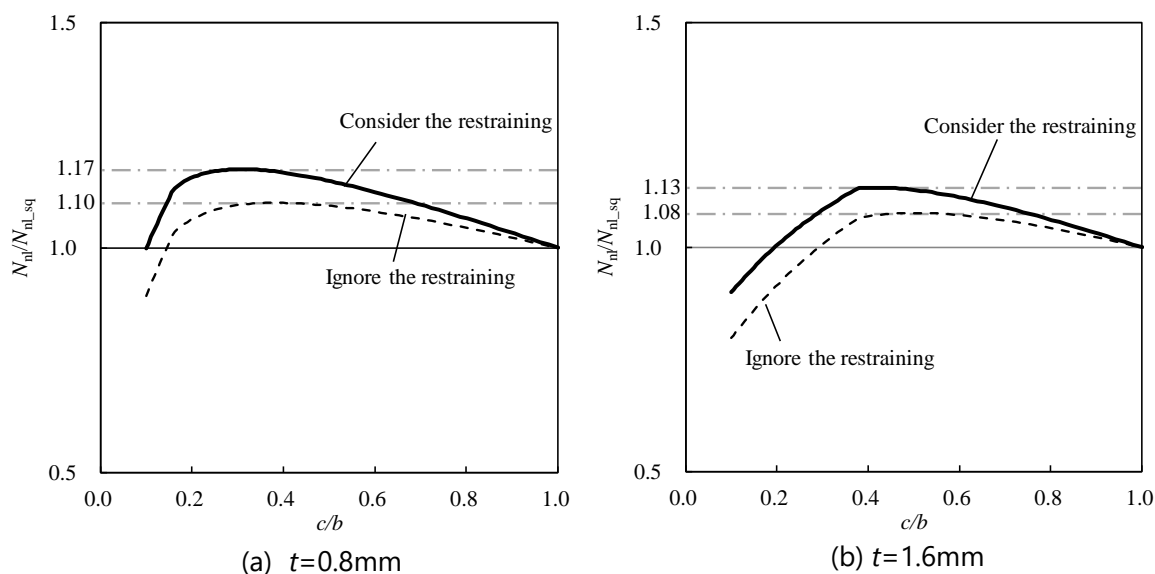


Fig.5.2 Nominal strength of rectangular section member

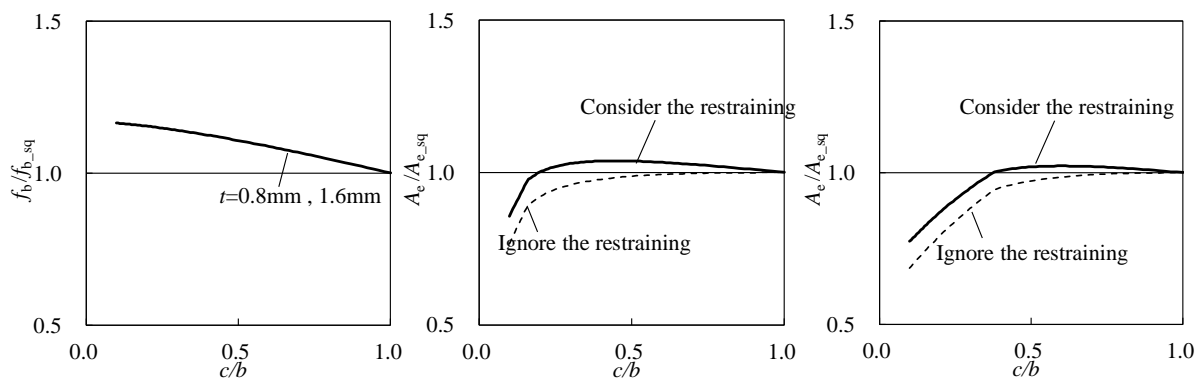


Fig.5.3 allowable strength

(a)  $t=0.8\text{mm}$

(b)  $t=0.8\text{mm}$

Fig.5.4 Effective area

## 5. 4. 4 曲げが作用する薄肉閉断面部材の許容曲げモーメントに拘束効果が及ぼす影響

Fig5.5 には、部材の許容曲げモーメントと断面形状の関係を示す。ここでは、 $L=2730\text{mm}$  の単純支持部材に対して等曲げ作用する場合を想定し、部材の許容曲げモーメントに板要素間での拘束効果が及ぼす影響を考察する。Fig.5.5(a)が  $t=0.8\text{mm}$  の条件で試設計を行った結果を表し、Fig.5.5(b)が  $t=1.6\text{mm}$  の条件で試設計を行った結果を表す。縦軸が  $M_{nl}/M_{nl\_sq}$  (長方形断面部材の許容曲げモーメント  $M_{nl}$  を、従来法に基づき計算した正方形断面部材の許容曲げモーメント  $M_{nl\_sq}$  で除した値)を表し、横軸が  $c/b$  を表す。また Fig.5.6, Fig.5.7(a), Fig.5.7(b)には、 $f_b/f_{b\_sq}$  (長方形断面の許容曲げ応力度  $f_b$  を正方形断面の許容曲げ応力度  $f_{b\_sq}$  で除した値)および  $Z_e/Z_{e\_sq}$  (長方形断面の有効断面係数  $Z_e$  を、従来法に基づき計算した正方形の有効断面係数  $Z_{e\_sq}$  で除した値)と  $c/b$  の関係を示す。各図とも、実線が拘束効果による影響を加味した場合の  $M_{nl}/M_{nl\_sq}$  であり、破線が板要素の境界条件を単純支持とみなした場合の  $M_{nl}/M_{nl\_sq}$  である。

図より、曲げが作用する場合、正方形断面の部材においても、提案手法により拘束効果を加味した  $M_{nl}/M_{nl\_sq}$  の値が、従来の拘束効果を見捨てた設計法に基づく  $M_{nl}/M_{nl\_sq}$  に対して大きな値を示すことが確認できる。これは拘束効果を加味した  $M_{nl}/M_{nl\_sq}$  の計算において、面内曲げを受ける板要素によって一様圧縮を受ける板要素の側辺部の回転変形が拘束される影響を許容曲げモーメントに反映させているためである。

$t=0.8\text{mm}$  の部材に曲げが作用する場合、 $c/b$  が 1.0 から減少すると、拘束効果を考慮した  $M_{nl}/M_{nl\_sq}$  (実線)は板要素を単純支持板とみなした  $M_{nl}/M_{nl\_sq}$  (破線)に徐々に近づき、 $c/b=0.5$  近傍で両者は概ね等しくなった。Fig.5.7(a)には  $c/b$  の変化に伴う  $Z_e/Z_{e\_sq}$  の変化を示すが、 $c/b=0.5$  近傍で  $Z_e/Z_{e\_sq}$  が拘束効果の有無に寄らず等しい値となることが確認でき、このとき板要素間での拘束効果は殆ど発揮されていないと考えられる。曲げが作用する部材の場合、 $c/b$  の減少と共に一様圧縮が作用する板要素の局部座屈耐力が増加する。このため、面内曲げが作用する板要素の弾性局部座屈耐力と、一様圧縮が作用する板要素の弾性局部座屈耐力が近い値となり、板要素間での拘束効果が発揮されなくなったものとする。  $c/b$  がさらに小さくなると、拘束効果を加味した設計耐力は再び単純支持条件を想定した設計耐力を上回った。  $c/b$  が小さくなることで一様圧縮が作用する板要素から面内曲げが作用する板要素への拘束が生じ、部材の有効断面係数が大きくなった。拘束効果を加味した  $M_{nl}/M_{nl\_sq}$  の最大値と従来の設計法に基づく  $M_{nl}/M_{nl\_sq}$  の最大値を比較すると、従来法に基づく  $M_{nl}/M_{nl\_sq}$  の最大値は 1.39 であるのに対して、拘束効果を加味した  $M_{nl}/M_{nl\_sq}$  の最大値は 1.46 となった。拘束効果を考慮することで、部材の許容曲げモーメントを 7% 高く評価することができたと言える。

なお、正方形断面部材の長方形化による部材の高耐力化という観点では、拘束効果を見捨てた試設計においても  $M_{nl}/M_{nl\_sq}$  は 1.39 まで大きくなり、5.4.3 節で示した  $N_{nl}/N_{nl\_sq}$  の最大値よりも大幅に大きい値を示した。これは本試設計検討において、断面積一定の条件で正方形断面を長方形化したため、 $c/b$  が小さくなるにつれて長辺の板幅  $b$  が大きくなり、部材の断面係数が大幅に大きくなったことによる影響である。

$t=1.6\text{mm}$  の場合に着目すると、 $c/b=0.4$  近傍で  $M_{nl}/M_{nl\_sq}$  は実線と破線が概ね一致し、 $c/b$  が 0.4 よりも小さい領域では実線と破線は概ね同等の値を示した。板厚が厚くなり、また  $c/b$  が減少して各板要素の弾性局部座屈耐力が増減したことで、部材が全断面有効な断面仕様となり、拘束効果の有無が許容曲げモーメントに影響を及ぼさなかったものと推察する。

以上の試設計検討に示す通り、本論文にて提案する耐力評価手法を用いることで、従来手法に対して部材の設計耐力を高く設定することが可能になる。薄板軽量形鋼を用いた枠組み壁工法建物では、外乱に対して面材が抵抗するため枠材断面の簡素化が建物の耐震性能に及ぼす影響は少ない。すなわち、本評価手法を用いることで、建物の構造性能を同等に保ちつつ、枠材重量を削減した、より経済的な設計を実現することが可能になる。また、これらの高耐力化によって母材の薄肉化を実現できれば、ドリルねじ打設性能の向上による施工現場での作業性改善やたて枠材の断面簡素化によるパネル製造性の向上など、現場での施工性やパネル部材の製造性が向上するという副次的な効果も期待できるものと考ええる。

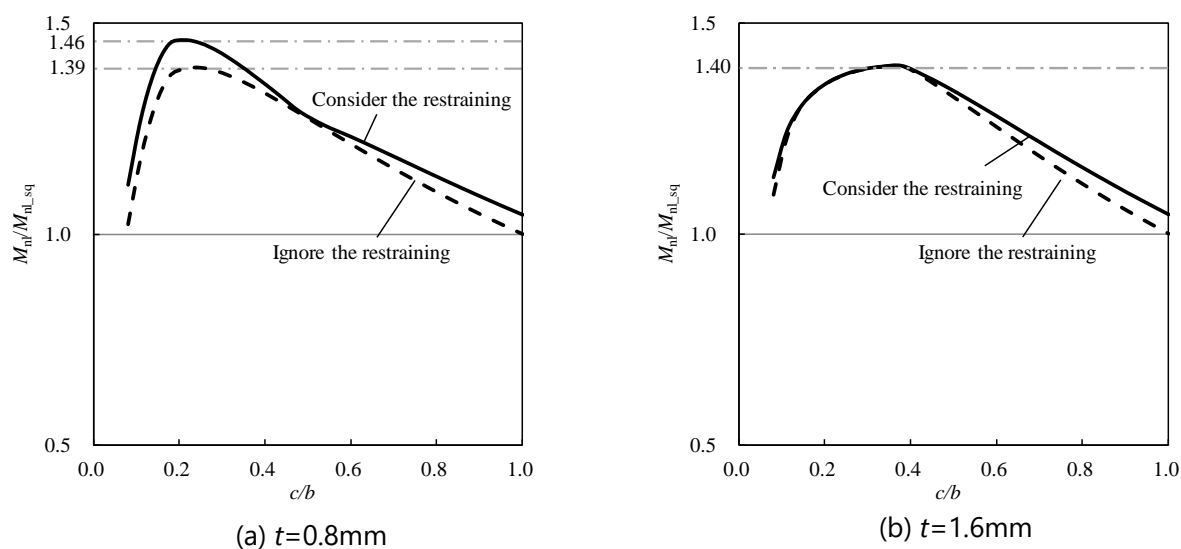


Fig.5.5 Nominal moment of rectangular sections

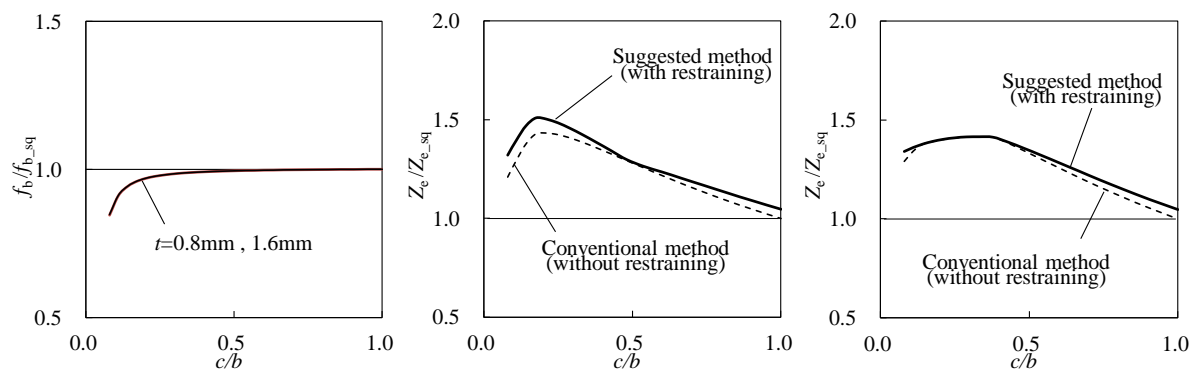


Fig.5.6 allowable strength

(a)  $t=0.8\text{mm}$

(b)  $t=0.8\text{mm}$

Fig.5.7 effective section modulus

### 5.5 今後の課題：曲げとせん断の複合力が作用する部材の座屈耐力の評価

薄板軽量形鋼を用いた構造物では、例えば床根太、まぐさ、耐風梁のように、曲げとせん断の複合力が作用する部材も想定される。曲げとせん断の複合力が作用する部材は、部材に生じるモーメント勾配に応じて部材の座屈モードおよび局部座屈耐力が変化するため、荷重条件、部材長さ、および板要素の境界条件を適切にモデル化して局部座屈耐力を評価する必要がある。また部材仕様によっては、せん断座屈と曲げ座屈の連成した座屈モードを示す場合も想定され、非常に複雑な座屈モードを生じる荷重条件の一つであると言える。現在の薄板軽量形鋼の設計は、実構造物の境界条件を無視し、断面を構成する板要素を単純支持板とみなしたうえで、各板要素の局部座屈耐力を評価しているため、部材の局部座屈耐力を大きく安全側に評価していると言える。従ってより経済的な部材設計を実現するには、曲げせん断を受ける部材についても、実際の境界条件を反映させた座屈設計法を構築する必要がある。以上の背景を踏まえ、本節では矩形断面部材に曲げとせん断の複合力が作用する場合に着目した固有値解析を実施し、解析結果と本論文にて提案する耐力評価式による評価結果との比較を行ったうえで、今後の課題を述べる。

Fig.5.8 には、解析モデルの概要を示す。解析モデルは、長方形断面を有する鋼管部材を模擬した有限要素解析モデルである。解析モデルの形状およびモデル化の諸条件は3章の固有値解析に用いた長方形断面部材と同じであり、長辺の幅  $b(=100\text{mm})$ 、短辺の幅  $c(=10\text{mm}\sim 100\text{mm}@5\text{mm})$ 、部材長さ  $L(=100\text{mm}, 300\text{mm})$  の長方形断面を有する閉断面部材である。片端を固定端とし、他方に  $y$  方向荷重を与えることで逆対象曲げが作用する部材の弾性局部座屈耐力を解析で求めた。

Fig5.9 には解析結果を示す。図中のプロットが固有値解析から得られた弾性局部座屈耐力であり、実線が論文にて提案する弾性局部座屈耐力である。一点鎖線は曲げによって部材軸方向に発生する圧縮応力によって板が座屈すると仮定した場合の弾性局部座屈耐力であり、破線はせん断力座屈耐力を表す。せん断座屈耐力の材軸方向応力への変換は下式<sup>5.2)</sup>によって行った。ここに解析の荷重条件および部材形状より、 $\beta=2$ 、 $\lambda=3$ 、 $A_w=2bt$  である。

$$\sigma_{cr-\tau} = \frac{\lambda b^2 A_w}{\beta 2I} \tau_{cr} \quad (5.16)$$

ただし、  
 $\tau_{cr}$  : せん断座屈応力度  
 $\sigma_{cr}$  : せん断力が作用する部材に生じる軸方向応力の最大値  
 $I$  : 曲げモーメントが作用する軸回りの断面二次モーメント

図中の灰色の線は板要素の側辺部が固定支持された境界条件を想定した場合の弾性座屈耐力であり、黒線が板要素の境界条件を単純支持とみなした場合の弾性座屈耐力である。

$L=300\text{mm}$  の解析結果に着目すると、図からプロットは  $c/b=0.4$  近傍では本論文が提案する耐力評価式(黒実線)と近い値となることが分かる。 $c/b=0.4$  の断面仕様は等曲げが作用する長方形断面部材において、面内曲げが作用するウェブと一様圧縮が作用するフランジの弾性局部座屈耐力が等しくなる断面仕様であり、曲げせん断が作用する部材においても、等曲げが作用する場合と同様に、 $L=300$  かつ  $c/b=0.4$  の仕様を有する長方形断面部材では、部材を構成する各板要素が単純支

持板と類似の境界条件にあると言える。

$L=300\text{mm}$  の解析結果において  $c/b$  が 0.4 から増加すると、座屈耐力は  $c/b$  の増加と共に減少する。 $c/b$  が 0.4 よりも大きい部材では、一様圧縮が作用する短辺板要素の局部座屈によって部材の弾性局部座屈耐力が決まるものと考えられる。このため、 $c/b$  の増加と共に一様圧縮が作用する短辺の板要素の板幅が大きくなり、局部座屈耐力が減少した。固有値解析から得た弾性局部座屈耐力と、本論文で提案する拘束効果を考慮した弾性局部座屈耐力とを比較すると、固有値解析から得られた弾性局部座屈耐力は、本論文で提案する計算耐力よりも大きい値を示した。曲げとせん断の複合力が作用する部材では、モーメント勾配の影響で  $x$  軸方向の座屈波長が等曲げの場合よりも短くなり、局部座屈耐力が等曲げを想定した場合よりも大きくなったものと推察する。

$L=300\text{mm}$  の解析結果において  $c/b$  が 0.4 から減少すると、本論文が提案する耐力評価式に基づく弾性局部座屈耐力の計算値は徐々に大きくなる。 $c/b$  が 0.4 よりも小さい部材では、曲げとせん断の複合力が作用する長辺板要素の局部座屈によって部材の弾性局部座屈耐力が決まるものと考えられる。本論文が提案する設計式では、短辺の板要素が長辺の板要素の側辺部の回転変形を拘束する効果によって  $c/b$  の減少と共に計算耐力が大きくなる。一方、解析結果と本論文の提案する計算結果とを比較すると、解析から得られた弾性局部座屈耐力は拘束効果を加味した計算耐力よりもさらに大きい値となった。前述の短辺の板要素の座屈と同様に、曲げせん断が作用する部材では、モーメント勾配の影響で  $x$  軸方向の座屈波長が等曲げの場合よりも短くなるため、局部座屈耐力は等曲げを想定した場合よりも大きくなるものと考えられる。また解析結果とせん断座屈耐力の計算値とを比較すると、 $c/b$  が小さくなるにつれて、単純支持条件を想定した板要素のせん断座屈耐力に部材の弾性座屈耐力が漸近する傾向が確認できる。長辺の板要素は曲げとせん断の複合力が作用する板用であり、せん断座屈と局部座屈の連成座屈が発生したものと推察する。

$L=100\text{mm}$  の解析結果と  $L=300\text{mm}$  の解析結果を比較すると、全ての断面仕様において  $L=100\text{mm}$  の解析結果の方が  $L=300\text{mm}$  の解析よりも高い弾性局部座屈耐力を示し、またその弾性局部座屈耐力と  $c/b$  の関係は、せん断座屈を想定した場合の曲線(破線)と類似の傾向を示し、なお且つその値は単純支持を想定した場合と固定端支持を想定した場合の間の値となった。部材長さが短くなったことで曲げとせん断の比率が変化し、部材の弾性局部座屈耐力が長辺の板要素のせん断座屈耐力に近付いたものと推察される。このように、曲げせん断が作用する部材では部材の長さに応じてせん断が支配的な座屈を示す場合や曲げとせん断が連成する場合が生じるものと考えられ、このとき部材の弾性局部座屈耐力は、本論部で提案する一様曲げが作用する部材の弾性局部座屈耐力を大きく上回る値となり、曲げせん断が作用する部材の弾性局部座屈耐力に関する評価手法の構築は今後の課題である。

なお、曲げせん断が作用する部材では、せん断力によってモーメント勾配が生じるため、部材端部と部材中央部とで発生応力が大きく異なる。本解析検討は弾性局部座屈に関する検討であるが、実際の部材の弾塑性挙動を考えた場合、モーメントが最大となる部材端部では材料の降伏に伴う塑性変形が生じるのに対して、発生応力が小さい部材中央部では殆ど損傷が生じず弾性状態が保たれるため、部材端部と部材中央部とで鋼材の応力-ひずみ状態に差異が生じる。このような

応力状態においては、本論文が研究対象とした板要素間での拘束効果についても、部材端部と部材中央部とで差異が生じる可能性が考えられる。従って本論文の知見を曲げせん断が作用する部材へ適用する際には、この損傷の局所化による影響についても、別途詳細な検討を行う必要があるものと推察する。

以上に考察した通り、曲げとせん断の複合力によって逆対象曲げが作用する部材を想定した場合、曲げとせん断の連成座屈やモーメント勾配による損傷の局所化による影響が加わり、部材は極めて複雑な座屈性状を示すものと推察される。曲げせん断が作用する部材の局部座屈挙動を明らかにし、汎用的な座屈耐力の評価手法を構築することは、薄板軽量形鋼に関する設計技術の高度化に向けた、大きな課題の一つであると考えている。

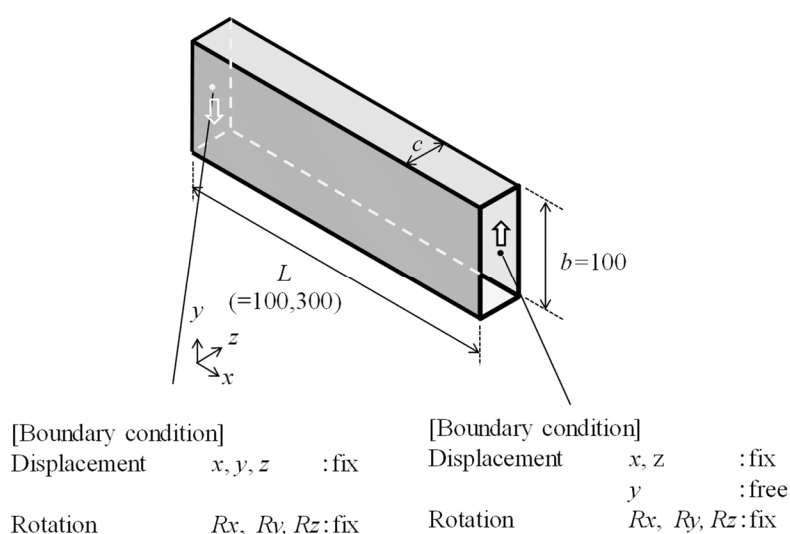


Fig.5.8 Outline of eigenvalue analysis model

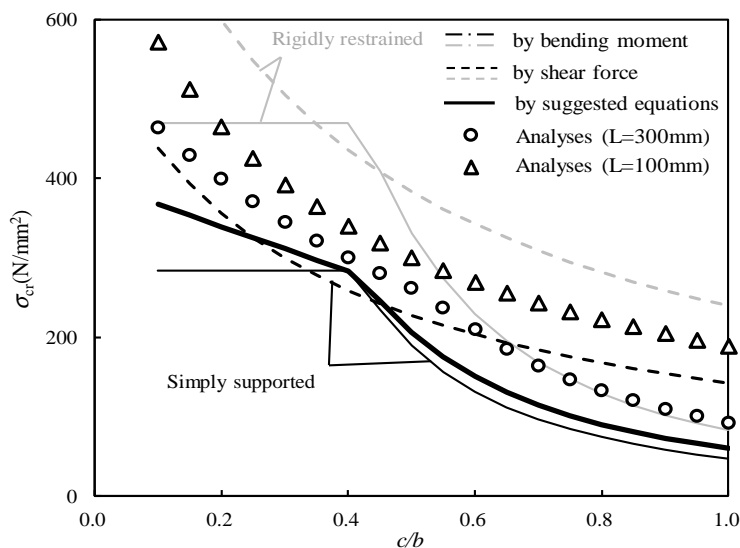


Fig. 5.9 Elastic local buckling strength of rectangular sections under shear and bending

## 5.6 まとめ

隣接する板要素間での拘束効果を考慮した耐力評価法の活用について、その前提条件を整理すると共に、具体的な計算フローを示した。また、提案手法に基づく部材の試設計検討を実施し、部材の耐力評価に拘束効果が及ぼす影響を考察した。さらに曲げせん断が作用する部材に着目した解析検討を実施し、今後の課題に述べた。以下、本章にて得られた知見を要約する

- ・板要素の側辺部が隣接する板要素によって拘束される効果を反映した局部座屈耐力評価の計算フローをしめし、提案手法の適用に関する必要条件が、①部材断面を構成する板要素は全て等しい板厚を有すること、②部材断面を構成する板要素が、両側辺部に等しい回転ばねを有するモデルに置換できる断面仕様を有すること、③板要素側辺部の水平移動を伴うゆがみ座屈が発生しないこと、の3つであることを明らかにした。以上の条件を満足する断面仕様については、本論文が提案する耐力評価手法を適用できる可能性がある。

- ・スチールハウスのたて枠を対象に、正方形断面部材の長方形断面化による部材の高耐力化検討を実施し、拘束効果の有無が部材の許容圧縮耐力および許容曲げモーメントに及ぼす影響を調べた。試設計検討の結果、本論文にて提案する手法に基づき端部拘束効果を考慮することで、部材の許容圧縮耐力および許容曲げモーメントを、従来の拘束効果を無視した設計耐力よりも大きい値として評価できることを明らかにした。

- ・曲げせん断が作用する長方形断面部材の座屈固有値解析を実施し、曲げとせん断の複合力が作用する部材では、本論文で提案する弾性局部座屈耐力よりも高い弾性局部座屈耐力の発揮が期待できることを明らかにした。また曲げせん断が作用する部材の最大耐力評価について、今後の課題を考察した。更なる座屈設計技術の精緻化にむけては、曲げとせん断座屈との連成を加味した弾性局部座屈耐力の評価手法の構築および特定の断面位置に塑性変形が集中する部材の耐力評価に板要素間での拘束効果が及ぼす影響の解明が課題である。

## [参考文献]

- 5.1) 薄板軽量形鋼造建築物設計の手引き 第2版, 技報堂出版, 2014
- 5.2) 五十嵐規矩夫, 鈴木琢也: 不均等曲げせん断力を受ける周辺固定支持平板の弾性座屈耐力の導出, 日本建築学会構造系論文集, 第571号, pp.137-144, 2003, 9

付録 5. A 隣接する板要素からの拘束効果を考慮した耐力評価フローチャート

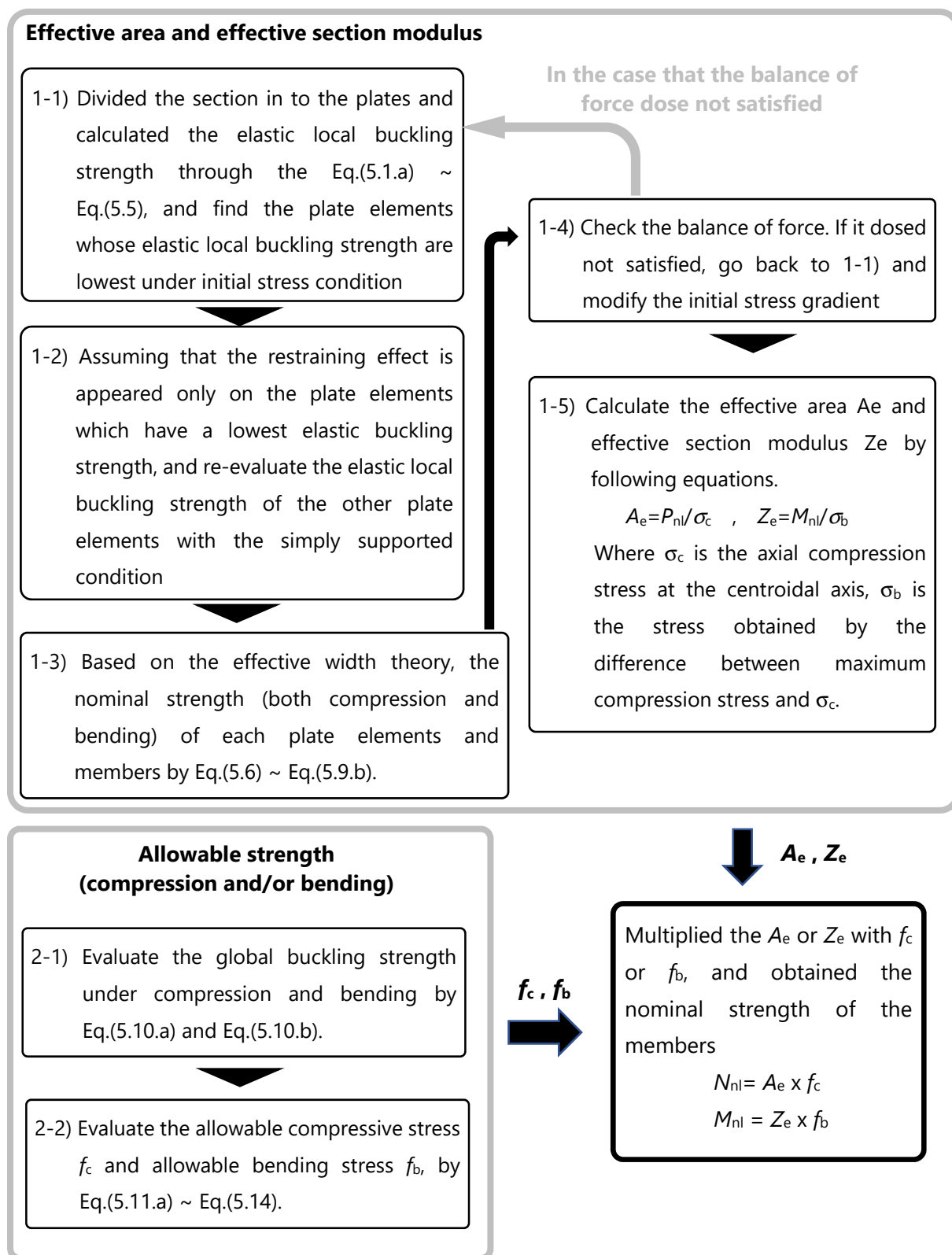


Fig. 5.A.1 flowchart to evaluate the nominal strength on cold formed steel members with a consideration about restraining effect



## 6. 結論

## 6. 結論

閉断面を有する薄板軽量形鋼の局部座屈耐力に隣接する板要素同士の拘束効果が及ぼす影響に着目し、長方形および八角形断面を有する薄肉鋼管部材の軸圧縮実験，ならびに有限帯板法や有限要素法による数値解析を通じて，その力学的特性を明らかにすると共に，板要素間での拘束効果を加味した弾性局部座屈耐力および最大耐力の定量評価手法を提案した．以下，第2章から第5章までの検討を通じて得られた知見を総括する．

第2章では，軸圧縮が作用する長方形断面部材を対象とした座屈固有値解析を実施し，長方形断面部材の弾性局部座屈耐力が断面を構成する板要素を単純支持板とみなした場合の計算耐力よりも高い弾性局部座屈耐力を解析的に示すと共に，その要因が隣接する板要素間での拘束効果にあることを明らかにしたうえで，エネルギー法に基づく弾性局部座屈耐力の評価式を導出した．また軸圧縮が作用する矩形断面部材の最大耐力について，提案式を用いて拘束効果による影響を考慮する事で，部材耐力に対する評価精度のばらつきを抑制できることを実験と解析から明らかにした．以下2章での検討結果を基に得られた知見をまとめる．

- ・長方形断面部材では，板幅の大きい長辺の板要素が板幅の小さい短辺の板要素によって側辺部の回轉變形を拘束される．この拘束効果の影響により，長辺の板要素の局部座屈耐力は板要素を単純支持板とみなした場合よりも高くなる．拘束効果による局部座屈耐力の変化は，弾性局部座屈耐力および最大耐力の双方で生じ，長方形断面の短辺と長辺の辺幅の差が大きくなるほど，その影響が大きくなる．
- ・側辺の回轉變形を弾性的に拘束された板要素の局部座屈耐力について，板要素の変位関数を単純支持板の変位関数と固定支持板の変位関数の線形和として近似することで，エネルギー法に基づく弾性局部座屈耐力の評価式を導出した．提案式は数値解析で求めた長方形断面部材の弾性局部座屈耐力と良い対応を示し，前述のモデルに基づく提案式で，隣り合う板要素幅が異なる長方形断面部材の弾性局部座屈耐力を定量的に評価できる．
- ・隣接する板要素の幅が異なる長方形断面部材の最大耐力を評価する場合，断面を構成する板要素を単純支持板とみなす従来の耐力評価法に対して，短辺から長辺へ作用する回轉拘束を考慮して各板要素の最大耐力を評価することで，最大耐力に対する評価のばらつきを抑制することができる．このばらつきを抑制する効果は，曲げR部を有する長方形断面部材やリップ付き溝形断面部材の最大耐力を評価する際にも共通的に得られる効果である．

第3章では，曲げおよび曲げ圧縮が作用する長方形断面部材について，2章で導出した耐力評価式を基に部材の弾性局部座屈耐力を定量評価できる評価式の構築に取り組み，軸圧縮，曲げ，および曲げ圧縮が作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力を評価できる簡易な耐力式を提案した．提案式による計算結果は，固有値解析の結果と良い対応を示し，簡易な評価式で長方形断面部材の弾性局部座屈耐力を定量評価できることを併せて明らかにしている．また，曲げ圧縮が作用する長方形断面部材の最大耐力に前述の拘束効果が及ぼす影響を考察し，拘束効果を考慮することで，より高い精度で部材の最大耐力を評価できることを明らかにした．以下，第3章での

検討結果を基に得られた主な知見をまとめる。

- ・ 曲げ圧縮が作用する長方形断面部材の局部座屈耐力は、断面を構成する板要素を単純支持板とみなした場合の計算耐力よりも大きい値となる。これは、弾性局部座屈耐力および最大耐力の双方で確認できる傾向であり、長辺と短辺の辺幅の差が大きくなるほど影響が顕著になる傾向を示す。長方形断面部材では、断面を構成する板要素によって弾性局部座屈耐力が異なるため、局部座屈耐力の低い板要素が、局部座屈耐力の高い板要素によって板側辺部の回転変形を拘束されたことで、板要素の境界条件を単純支持とみなした場合の計算耐力よりも高い局部座屈耐力が発揮された。
- ・ 軸圧縮と曲げの複合力が作用する長方形断面について、板要素間で回転拘束を考慮した弾性局部座屈耐力の評価式を提案した。提案式は、固有値解析に基づく計算耐力と良い対応を示し、軸圧縮、曲げおよび曲げと圧縮の複合力が作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力を提案式で精度よく評価できる。
- ・ 隣り合う板要素間での拘束効果が部材の最大耐力に及ぼす影響を評価する場合、断面を構成する板要素のうち、最も弾性局部座屈耐力が低い板要素について拘束効果による影響を考慮して一般化幅厚比を計算のうえ、他の板要素は単純支持板とみなして一般化幅厚比を評価することで、既存の設計式に基づく耐力評価の精度が向上する。

第4章では、軸圧縮が作用する八角形断面部材を対象とした実験と解析を通じて、前述の拘束効果が長方形断面部材以外の閉断面形状においても発現する現象であることを明らかにすると共に、2章で示した耐力評価式が八角形断面部材の弾性局部座屈耐力および最大耐力の評価精度を向上させることに有効であることを明らかにした。また、多角形断面部材の場合、板要素間での接合線の移動を伴うゆがみ座屈が発生する可能性を見出し、その耐力評価手法を提案すると共に、座屈モードを適切に反映させた耐力評価法を用いることで、前述の拘束効果を考慮した耐力評価手法が、長方形断面以外の部材にも適用可能であることを明らかにした。さらに等曲げが作用する八角形断面部材の座屈固有値解析ならびに弾塑性大変形解析を実施し、曲げが作用する八角形断面部材についても、軸圧縮部材と同様に拘束効果の発揮が期待できることを示し、本論文で提案する耐力評価式に基づく拘束効果を考慮した部材耐力の定量評価手法を示した。以下、第4章での検討結果を基に得られた主な知見をまとめる。

- ・ 八角形断面を有する部材の局部座屈挙動に関する基本的な性状を明らかにするため、部材の断面形状をパラメータとした座屈固有値解析を行った。一部の八角形断面において僅かな耐力低下がみられたものの、隣接する板要素の幅厚比が異なる八角形断面は、断面を構成する板要素を単純支持板とみなした場合の理論的な弾性局部座屈耐力よりも高い弾性局部座屈耐力を有し、その上昇率は  $w/D=0.1$  近傍で最大となった。また八角形断面の弾性局部座屈耐力の変動は、隣接する板要素間の拘束と、それに伴う座屈モードの変化による影響を受ける傾向を示した。
- ・ 断面を構成する板要素が凹凸に変形する局部座屈のモードと、断面のゆがみを伴うゆがみ座屈のモードを生じる八角形断面部材に対して、エネルギー法に基づき弾性局部座屈耐力およびゆがみ座屈耐力に対する簡易な耐力評価式を提案した。角部幅が極端に小さい部材におい

て、弾性局部座屈耐力を安全側に評価する傾向が見受けられたものの、局部座屈、ゆがみ座屈の双方の座屈モードに対して、提案式は固有値解析の結果と良い対応を示した。

- 正方形および八角形断面部材の短柱圧縮実験ならびに有限要素解析を用いて断面を構成する各板要素が負担する軸力部材の断面形状が与える影響を調べると共に、板要素間での拘束効果ならびに座屈モードの変化を考慮した耐力評価手法を提案した。断面を構成する板要素を全て単純支持板とみなす既往の耐力評価手法と比較して、本論文にて提案する耐力評価手法を用いることで、部材耐力の評価に対するバラつきを抑制することが可能であることを明らかにした。
- 等曲げが作用する八角形断面部材の弾性局部座屈耐力を固有値解析で算出し、本論文で提案する弾性局部座屈耐力の評価式について、曲げ部材への適用可否を検討した。ゆがみ座屈の発生が予想される断面仕様の耐力評価において、提案式が安全側の評価を与える傾向をしめしたものの、固有値解析から得た弾性局部座屈耐力と提案式に基づく計算値は概ね良い対応を示し、本論文で提案する耐力評価式を用いて、曲げが作用する八角形断面部材の弾性局部座屈耐力を評価できることを明らかにした。
- 曲げが作用する八角形断面部材の最大耐力を有限要素解析によって算出し、板要素間での拘束の有無をパラメータとした耐力評価を通じて、最大耐力の評価精度に拘束効果がおよぼす影響を考察した。断面を構成する板要素が凹凸に変形する局部座屈のモードで部材が崩壊すると想定される断面仕様の場合、本論文が提案する手法で拘束効果を考慮した耐力評価を行うと、部材耐力に対する評価精度が向上することが分かった。ただし、断面のゆがみを伴うゆがみ座屈のモードで部材が崩壊する場合については、計算結果は解析結果に対して過度に安全側の評価を与える傾向にあり、その評価精度の向上が今後の課題である。

第5章では、第2章から第4章で得られた知見を総括し、本論文が提案する耐力評価法に関する計算フローを示すと共に、拘束効果の活用に関する必要条件について考察した。また、同手法を用いた薄板軽量形鋼部材の試設計検討を通じて、板要素間での拘束効果が部材設計に及ぼす影響を考察し、特に軸圧縮部材の設計において、拘束効果が部材の設計耐力に及ぼす影響が顕著になることを明らかにした。さらに、本論文で考察した板要素間での拘束効果について、曲げせん断が作用する場合を想定した解析を実施し、材軸方向にモーメント勾配が生じる部材では、前述の拘束効果がさらに大きくなる可能性を見出した。以下、第5章での検討を通じて得られた知見をまとめる。

- 板要素の側辺部が隣接する板要素によって拘束される効果を反映した局部座屈耐力評価の計算フローをしめし、提案手法の適用に関する必要条件が、①部材断面を構成する板要素は全て等しい板厚を有すること、②部材断面を構成する板要素が、両側辺部に等しい回転ばねを有するモデルに置換できる断面仕様を有すること、③板要素側辺部の水平移動を伴うゆがみ座屈が発生しないこと、の3つであることを明らかにした。以上の条件を満足する断面仕様については、本論文が提案する耐力評価手法を適用できる可能性がある。
- スチールハウスのたて枠を対象に、正方形断面部材の長方形断面化による部材の高耐力化検討を実施し、拘束効果の有無が部材の許容圧縮耐力および許容曲げモーメントに及ぼす影響を調べた。試設計検討の結果、本論文にて提案する手法に基づき端部拘束効果を考慮するこ

---

とで、部材の許容圧縮耐力および許容曲げモーメントを、従来の拘束効果を見逃した設計耐力よりも大きい値として評価できることを明らかにした。

- 曲げせん断が作用する長方形断面部材の座屈固有値解析を実施し、曲げとせん断の複合力が作用する部材では、本論文で提案する弾性局部座屈耐力よりも高い弾性局部座屈耐力の発揮が期待できることを明らかにした。また曲げせん断が作用する部材の最大耐力評価について、今後の課題を考察した。更なる座屈設計技術の精緻化にむけては、曲げとせん断座屈との連成を加味した弾性局部座屈耐力の評価手法の構築および特定の断面位置に塑性変形が集中する部材の耐力評価に板要素間での拘束効果が及ぼす影響の解明が課題である。

## 本研究に関連して発表した論文

## [査読論文]

- 1) 小橋知季, 中安誠明, 清水信孝, 菅野良一, 五十嵐規矩夫  
軸圧縮が作用する薄肉八角形断面部材の局部座屈耐力  
日本建築学会構造系論文集, 第 735 号, pp.713-722, 2017, 5  
(本論 第 4 章に記載の内容)
- 2) 小橋知季, 五十嵐規矩夫, 清水信孝  
隣り合う板要素の幅が異なる薄板軽量形鋼の弾性局部座屈耐力および最大耐力  
日本建築学会構造系論文集, 第 749 号, pp.1051-1061, 2018, 7  
(本論 第 2 章に記載の内容)
- 3) 小橋知季, 五十嵐規矩夫, 清水信孝  
曲げと圧縮が作用する薄肉長方形断面部材の弾性局部座屈耐力および最大耐力  
日本建築学会構造系論文集, (査読中)  
(本論 第 3 章に記載の内容)

## [国際会議、ワークショップ]

- 4) Tomoki Kobashi, Kikuo Ikarashi  
Local Buckling Strength of Uniformly Compressed Octagonal Section Member  
3<sup>rd</sup> Joint Workshop on Building / Civil Engineering between Tongji & Tokyo Tech, Japan, 2016. 8
- 5) Tomoki Kobashi, Kikuo Ikarashi, Ryoichi Kanno, Nariaki Nakayasu, Nobutaka Shimizu  
Local Buckling Strength of Octagonal Tubular Steel Member  
Proceedings of the 7<sup>th</sup> international conference on Coupled Instabilities in Metal Structures, USA,  
2016.11
- 6) Tomoki Kobashi, Kikuo Ikarashi  
Evaluation of Local Buckling Strength on Rectangular Section Members Under Axial Compression  
4<sup>th</sup> Joint Workshop on Building / Civil Engineering between Tongji & Tokyo Tech, China, 2017. 6
- 7) Tomoki Kobashi, Kikuo Ikarashi, Nobutaka Shimizu  
Evaluation of Local Buckling Strength on Octagonal Section Members  
Eighth International Conference on THIN-WALLED STRUCTURES (ICTWS 2018), Portugal, 2018.7

## [口頭発表]

- 8) 小橋知季, 清水信孝, 半谷公司, 菅野良一  
八角形断面を有する薄肉部材の局部座屈強度  
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ,729-730, 2012.9
- 9) 小橋知季, 清水信孝, 半谷公司, 中安誠明, 菅野良一  
八角形断面を有する薄肉部材の等曲げに対する局部座屈性状  
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, 1211-1212, 2013.8

- 
- 10) 小橋知季, 清水信孝, 中安誠明, 半谷公司, 菅野良一  
八角形断面を有する薄肉部材の局部座屈強度  
鋼構造年次論文報告集, 2014, 11
  - 11) 小橋知季, 中安誠明, 清水信孝, 河合良道  
隣接する板要素の相互拘束が部材の弾性局部座屈強度に及ぼす影響についての考察  
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, 2015.9
  - 12) 清水信孝, 小橋知季, 中安誠明, 五十嵐規矩夫  
隣接する板要素の幅厚比が異なる薄板部材の局部座屈挙動 その1: 短柱圧縮試験  
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, 2016.8
  - 13) 小橋知季, 清水信孝, 中安誠明, 五十嵐規矩夫  
隣接する板要素の幅厚比が異なる薄板部材の局部座屈挙動 その2: 最大耐力時の変形性状と  
各板要素の座屈後耐力  
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, 2016.8
  - 14) 小橋知季, 五十嵐規矩夫  
長方形断面を有する部材の弾性局部座屈耐力  
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, 2017.8
  - 15) 小橋知季, 清水信孝, 河合良道, 五十嵐規矩夫  
軸圧縮力を受ける薄肉長方形断面部材の座屈後耐力の評価  
鋼構造年次論文報告集, 2017, 11
  - 16) 小橋知季, 五十嵐規矩夫  
等曲げが作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力  
日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, 2018.9

## その他の発表論文

[国際会議、ワークショップ]

- 17) Nobutaka Shimizu, Ryoichi Kanno, Tomoki Kobashi  
Strength of CFT Connections with T-Shaped Interior Diaphragms  
10<sup>th</sup> International Conference on Advances in Steel Concrete Composite and Hybrid Structures,  
Singapore, 2012.7
- 18) Ryoichi Kanno, Nobutaka Shimizu, Tomoki Kobashi  
Bearing Failure of Beam-Column Connections between Steel Beams and Reinforced Concrete  
Columns  
10<sup>th</sup> International Conference on Advances in Steel Concrete Composite and Hybrid Structures,  
Singapore, 2012.7
- 19) Daimu Takahashi, Kikuo Ikarashi, Tomoki Kobasi  
Elastic Buckling Strength of Light-gauge Built-up member from Lipped C-Section under Compression  
EUROSTEEL 2017, Denmark, 2017.9

[口頭発表]

- 20) 小橋知季, 瀧口克己, 西村康志郎, 山上卓人  
RC 柱付き耐震壁の多軸復元力特性の定式化に関する研究:(その 1)実験概要及び曲げ強度局面に関する考察  
日本建築学会大会学術講演梗概集, C-2, 構造IV, 463-464, 2009.7
- 21) 山上卓人, 瀧口克己, 西村康志郎, 小橋知季  
RC 柱付き耐震壁の多軸復元力特性の定式化に関する研究:(その 2)2 軸非線形復元力特性のマクロモデル  
日本建築学会大会学術講演梗概集, C-2, 構造IV, 463-464, 2009.7
- 22) 米谷壮央, 笠井和彦, 元結正次郎, 松田和浩, 大木洋司, 小橋知季  
ブレース型制振構造における梁・柱・ガセット接合部の力学挙動に剛性梁が及ぼす影響:E-ディフェンス鋼構造建物実験研究 その 66  
日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1, 構造III, 821-822, 2010.7
- 23) 小橋知季, 笠井和彦, 元結正次郎, 松田和浩, 大木洋司, 米谷壮央  
ブレース型制振構造における合成梁・柱・ガセット接合部を有する実大部分架構実験:E-ディフェンス鋼構造建物実験研究 その 67  
日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1, 構造III, 823-824, 2010.7
- 24) 松田頼征, 笠井和彦, 元結正次郎, 松田和浩, 小橋知季, 米谷壮央  
制振構造における合成梁・柱・ガセットプレート接合部の挙動に関する研究-その 1:E-ディフェンス鋼構造建物実験研究 その 82  
日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1, 構造III, 1161-1162, 2011.7

- 
- 25) 小橋知季, 笠井和彦, 元結正次郎, 松田和浩, 松田頼征, 米谷壮央  
 制振構造における合成梁・柱・ガセットプレート接合部の挙動に関する研究-その 2 : E-ディ  
 フェンス鋼構造建物実験研究 その 82  
 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1, 構造Ⅲ, 1163-1164, 2011.7
- 26) 高橋大夢, 五十嵐規矩夫, 小橋知季  
 リップ溝形鋼を用いた薄板軽量形鋼組立圧縮材の弾性座屈耐力  
 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, 2016.8
- 27) 五十嵐規矩夫, 高橋大夢, 小橋知季  
 リップ溝形鋼を用いた薄板軽量形鋼組立圧縮材の弾性座屈耐力  
 鋼構造年次論文報告集, 2016. 11
- 28) 高橋大夢, 五十嵐規矩夫, 小橋知季  
 端部境界条件を考慮した薄板軽量リップ溝形鋼組立梁の弾性座屈性状  
 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造Ⅲ, 2017.9

---

## 謝辞

本研究の推進ならびに学位論文の執筆にあたり、大変多くの方々に格別なるご支援・ご鞭撻を頂きました。改めて、御礼申し上げます。

東京工業大学 教授 五十嵐規矩夫先生におかれましては、2015年の10月から2018年の9月までの3年間の長期にわたり、温かいご指導・ご鞭撻をいただきました。板の座屈現象に真摯に向き合い、原理原則に基づく研究を推進できたのも、ひとえに五十嵐教授からの温かいご指導・ご鞭撻、ならびに、様々な研究討議の賜物と考えております。大変ご多忙中、お時間をご調整いただき、多大なるご指導を頂きましたこと、深く御礼申し上げます。

東京工業大学 教授 竹内徹先生、教授 坂田弘安先生、准教授 堀田久人先生、准教授 田村修次先生におかれましては、論文審査を通じて、貴重なご意見・ご指摘を頂戴致しましたこと、深く御礼申し上げます。頂戴致しましたご意見を基に論文を推敲することで、満足のいく論文を仕上げることができました。

東京工業大学 特任教授 笠井和彦先生におかれましては、修士課程2年間(2009年4月~2011年3月)を通じ、鉄骨構造および耐震設計に関する基礎知識の習熟、ならびに研究者としての基本姿勢をご指導・ご鞭撻いただきました。笠井研究室時代にご指導・ご鞭撻を頂いた経験が、博士課程に挑戦するきっかけとなったものと考えております。改めて御礼申し上げます。

東京工業大学 名誉教授 瀧口克己先生、准教授 西村康史郎先生におかれましては、建築学科に在学時の1年間(2008年4月~2009年3月)を通じて、鉄筋コンクリート造に関する基礎知識の習熟、ならびに大学での研究に関する基本姿勢をご指導・ご鞭撻いただきました。右も左も分からなかった私が建築構造物の研究に興味を持つきっかけとなったのは、瀧口研究室での1年間の研究生活であったと考えております。改めて御礼申し上げます。

新日鐵住金株式会社 菅野良一フェロー、半谷公司部長、河合良道総括、清水信孝主幹研究員、東清三郎室長、中安誠明主幹におかれましては、本研究の推進に伴う多大なるご助力・ご助言をいただきました。特に清水主幹研究員におかれましては、大変ご多忙中、3年間の長期にわたり、本研究の方向性に関する議論、また課題解決に向けた具体的な実験・解析手法に関する議論を通じて、多大なるご指導・ご鞭撻を頂きました。深く御礼申し上げます。

日鉄住金テクノロジー株式会社 仲村敏幸班長をはじめとする構造材物性第一班の皆様、明島一彦班長をはじめとする接合第二班の皆様には、実験の実施ならびに試験体の製作にあたり、格別なるご配慮・ご助言を頂きましたこと、御礼申し上げます。皆様の極めて精度の高い実験技術のお陰で、本研究の妥当性を示すデータを取得することができました。

日鉄住金環境株式会社 飯室賢一郎様、桑原政道様、廣瀬真也様におかれましては、本研究に係る実験の実行、ならびに試験体の製作につきまして多大なるご支援を頂きましたこと、御礼申し上げます。本実験のかなめとなる薄肉閉断面部材の製作にあたり、レーザー溶接後の試験体の端面処理等、非常に細やかな点までご配慮いただきながら、試験体製作、実験の実施についてご支援いただきました。お陰さまで、大変精度の良い実験結果を得ることができました。

株式会社広田鉄工所 廣田二郎社長におかれましては、8角形断面部材の試験体製作、ならびに試験治具の製作に伴い、数多くのご助言を頂きましたこと、御礼申し上げます。鋼材加工実務者の視点から、試験体製作ならびに治具製作に関する数多くのアドバイスを頂いたことで、満足のいく内容の試験を行うことができました。改めて御礼申し上げます。

最後に私の日々の研究生生活の支えてくれました、妻 小橋裕美に、改めて御礼を申し上げます。家事と育児の両立で非常に多忙な時期であるにも関わらず、常に私の健康を気遣い、日々の研究

---

生活を支えてくれた事、深く感謝申し上げます。家族の協力がなければ、博士課程を修了することは叶わなかったものと思っております。また、いつも明るい笑顔で私を元気づけてくれた長男一晴、次男 稔に、改めて感謝します。2人の笑顔に励まされ、博士課程を最後までやりきることができました。

本研究成果に満足することなく、今後も、土木・建築技術の発展、そして社会の発展に貢献するべく、日々の研鑽に励み、真摯に研究開発に取り組む所存です。未熟な部分も多々ございますが、今後も変わらぬご指導・ご鞭撻のほど、何卒よろしくお願い申し上げます。

2018年8月  
小橋 知季