

令和 5 年度
修 士 論 文

せん断曲げと圧縮を受ける薄板角形鋼管部材の
座屈耐力と座屈後耐力

指導教員 佐藤公亮准教授

三重大学大学院工学研究科

建築学専攻

井 上 公 甫

目次

第1章 序論	1
1.1 研究の背景	2
1.1.1 研究の対象	2
1.1.2 既往の研究	2
1.2 研究の目的	12
1.3 研究の方法	12
第2章 セン断曲げと圧縮を受ける	
長方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力	13
2.1 はじめに	14
2.2 座屈固有値解析の概要	15
2.2.1 エネルギー法	15
2.2.2 有限要素法	27
2.2.3 応力関数の妥当性	28
2.3 座屈固有値解析の結果	29
2.3.1 板要素境界条件の影響	29
2.3.2 荷重条件の影響	35
2.3.3 部材形状の影響	39
2.4 弾性局部座屈耐力の評価	41
2.5 弾性局部座屈耐力に及ぼす角部曲率半径の影響	46
2.6 まとめ	47
第3章 薄板角形鋼管部材の座屈挙動と座屈後挙動	48
3.1 はじめに	49
3.2 短柱圧縮試験の載荷実験概要	50
3.3 純圧縮有限要素解析概要	52
3.4 大変形挙動に及ぼす形状初期不整の影響	53
3.4.1 板要素元たわみの影響	53
3.4.2 角部曲率半径の影響	58
3.5 まとめ	60

第4章	せん断曲げと圧縮を受ける	
	薄板角形鋼管部材の座屈後最大耐力	61
4.1	はじめに	62
4.2	せん断曲げ載荷実験概要	63
4.3	せん断曲げ有限要素解析概要	66
4.4	載荷実験と有限要素解析結果の比較	70
4.5	大変形挙動に及ぼす部材形状の影響	74
4.5.1	断面辺長比の影響	74
4.5.2	幅厚比の影響	79
4.5.3	板要素辺長比の影響	84
4.6	大変形挙動に及ぼす荷重条件の影響	87
4.6.1	曲げモーメント勾配の影響	87
4.6.2	軸力比の影響	90
4.7	まとめ	93
第5章	せん断曲げと圧縮を受ける	
	薄板角形鋼管部材の新規耐力設計法	94
5.1	はじめに	95
5.2	有効幅に基づく最大耐力評価手法	96
5.3	局部座屈耐力に基づく最大耐力評価手法	
	Direct strength method (DSM)	99
5.4	新規耐力設計法の提案	103
5.5	まとめ	106
第6章	結論	107
	謝辞	110
	参考文献	112
	付録	116
A.1	有限要素法によるメッシュ分割数の影響	117
A.2	弾性局部座屈耐力に及ぼす加力角度の影響	118
A.3	両端単純支持された場合の弾性局部座屈耐力	120
	発表論文	121

第 1 章

序論

1.1	研究の背景	2
1.1.1	研究の対象	2
1.1.2	既往の研究	2
1.2	研究の目的	12
1.3	研究の方法	12

1.1 研究の背景

1.1.1 研究の対象

鋼構造建築物では二軸対称断面で長方形の角形鋼管や箱形断面部材が主要な梁や柱に使用されることがあり、ラーメン構造やブレース構造の部材には地震等によりせん断曲げと圧縮が作用する¹⁾。そのような閉断面部材は局部座屈が最大耐力決定要因の一つであるため、部材の構造性能を正確に評価するためにはせん断曲げと圧縮を受ける梁・柱の局部座屈を伴う大変形挙動を解明する必要がある。

特に、板厚が 6.0 mm 以下の軽鋼構造や板厚が 2.3 mm 未満の薄板軽量形鋼造では、部材の幅厚比が大きいため弾性域での局部座屈の影響を考慮する場合があります^{2),3)}。部材の弾性局部座屈耐力の評価が重要である⁴⁾。薄板軽量形鋼は、鋼板または鋼帯から冷間成形によって、角形・リップ溝形・Z 形・山形などに成形された形鋼である。2001 年に国土交通省より薄板軽量形鋼造に関する技術的基準（平成 13 年国交省告示第 1641 号）が公布されたことから、薄板軽量形鋼が建築材料として指定されている。この材料は軽量で高強度であること、そして施工の際に溶接を必要とせず、ビス打ちやドリルねじで容易に組み立てることが可能であることからスチールハウス等に使用されている。

また、このような薄板部材は局部座屈発生後に応力再配分の作用により耐力上昇することが知られている⁵⁾⁻⁷⁾。そのため、合理的な座屈設計を行うためには座屈後最大耐力を評価することが重要である。さらに、その座屈後最大耐力の評価に AISI ではリップ溝形断面のような開断面部材を対象として弾性局部座屈耐力に基づく DSM が採用されており^{8),9)}、座屈後耐力のためにも座屈耐力を評価することが重要と考えられる。

1.1.2 既往の研究

局部座屈耐力と座屈後耐力に関する研究は、次のようにこれまでに数多く行われている。

Kármán¹⁰⁾らは純圧縮を受ける四辺単純支持平板が局部座屈発生後にも支持辺付近の一定の幅で応力を負担し、耐力上昇することを明らかにしている。座屈後に応力を負担する幅を有効幅とし算定式を提案している。また、板要素が負担できる荷重は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有効幅の式の提案を行っている。なお、その式は幅厚比が大きい領域において実験値と良い対応があることを示し、板厚や材質にほとんど影響を受けないと結論づけている。

Timoshenko¹¹⁾らは自由・単純・固定支持といった簡略化された境界条件及び純圧縮・純曲げ・純せん断といった単純な荷重条件における単一平板の局部座屈耐力をエネルギー法により導出している。なお、エネルギー法はひずみエネルギーと外力がなす仕事のつり合いによって導いており、座屈応力度を求めるにあたり以下の式を算出している。

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

ここで第一項は座屈係数、第二項は材料特性そして第三項は幅厚比による影響であり、第一項の座屈係数は板要素の境界条件・荷重条件・板要素辺長比の影響を受けることを示してい

る。

Bleich¹²⁾は純圧縮を受ける長方形中空断面部材の座屈耐力をエネルギー法により導出しており、隣接する板要素は必ずしも単純支持とはならず回転拘束が生じることを示している。また、座屈耐力に及ぼす断面形状の影響を検討しており、断面辺長比の増大に伴い座屈耐力は低下することを明らかにしている。

Schafer ら¹³⁾は折り曲げ加工を行ったハット形断面部材の設計手法について、AISI 規格や Eurocode 規格は正しく座屈耐力を評価することができないことを指摘し、新規設計手法の提案を行っている。なお、AISI 規格は有効幅の計算と断面特性の計算に一貫性がないことや、Eurocode は適用範囲が限定的であることを指摘している。そして、設計手法として Equivalent effective width と Modified Kwon and Hancock を提案しており、既往の研究で行われた構造実験及び数値解析による結果を比較し、その妥当性を示している。いずれも AISI 規格や Eurocode 規格よりも精度の高い結果を得ることができると結論付けている。

Schafer ら¹⁴⁾は既往の実験的研究における純圧縮及び純曲げを受けるハット形断面部材の座屈後耐力は初期不整の影響により大きなばらつきがあることを示している。そのため、最大耐力の算定にあたって初期不整を確率論的に扱うことの重要性を述べている。そこで、純圧縮及び純曲げを受けるハット形断面部材における初期不整の統計的特性を検討している。なお、確率変数は板厚、残留応力の大きさ、初期不整の3つとして扱っている。統計的特性はモンテカルロシミュレーションとテイラー展開によって近似評価を行うことで、AISI 規格との比較検討を行っている。解析結果と AISI 規格との比較を行った結果、低減係数を考慮することで強度不足の部材は見られないことを示している。そのため、最大耐力の算定には、Winter 式と低減係数を組み合わせることで妥当に評価することができると結論づけている。

木村ら¹⁵⁾は荷重を受ける平板が座屈後に応力再配分の作用によりさらに耐力が上昇する座屈後耐力についてせん断の影響がこれまでに十分には明らかにされていないことから圧縮・面内曲げ・面内せん断を受ける平板の座屈後耐力を検討している。また、座屈後耐力評価式を有効幅に基づき提案している。評価式は面内曲げを受ける場合、外力を全塑性モーメントにより無次元化することで十分適用可能であると述べている。そして、せん断を受ける場合についても座屈後耐力が存在することや、座屈後耐力を評価式により求めることが可能であることを明らかにしている。境界条件について、四辺単純支持や四辺固定支持については座屈後耐力を期待することができるが、圧縮側の一側辺を自由とした三辺単純支持の場合は座屈後耐力が期待できず弾性座屈によって最大耐力が決まることを明らかにしている。

せん断曲げが作用する H 形断面梁の崩壊形式の中で、せん断破壊が支配的な場合の研究がこれまで十分には行われてこなかったことから、鈴木ら¹⁶⁾はウェブ板要素のせん断座屈挙動の最大耐力に着目し、載荷実験によって検討している。なお、試験体はフランジの一部が塑性化により剛性低下したこともモデル化している。また、4点曲げによる逆対称曲げ載

荷実験を実施している。実験からウェブ幅厚比が小さいほうが、最大耐力時の変形量が大きく、最大耐力後の劣化勾配も緩やかになることを明らかにしている。また、杵部の一部限られた範囲における剛性低下がウェブの座屈性状に与える影響は小さいと述べている。また、ウェブ幅厚比 55 程度ではフランジの杵剛性によらずウェブの降伏耐力はほぼ確保できるものの、最大耐力時の変位量はフランジ杵剛性に支配されると述べている。しかし、最大耐力決定要因としては明確なウェブのせん断座屈であり、斜張力場形成後の引張降伏ではないと結論づけている。

Cheng¹⁷⁾らは一般的に使用されている冷間成形部材である C 形や Z 形断面部材の局部座屈を伴う曲げ変形性能を正確に予測することが重要であると述べている。しかし、これまでの研究ではゆがみ座屈の制限が不十分であるため、現行の設計式では正確な局部座屈耐力評価が不可能であることを指摘している。そこで、局部座屈モードは自由に形成されるがゆがみ座屈やねじれ座屈は制限可能な実験方法を提案している。提案された実験計画より、ゆがみ座屈を適切に制限し、C 形と Z 形断面部材の局部座屈を生成するシンプルで再現性のある実験手法の提案を行っている。

五十嵐¹⁸⁾は不均等曲げせん断力を受ける H 形断面梁のウェブを四辺単純支持平板としてとらえ、座屈耐力をエネルギー法により導出し、座屈耐力算定式の提案を行っている。なお、せん断曲げを受ける平板の座屈耐力を評価する場合、ウェブ内に生じる曲げとせん断応力の比率を示すせん断曲げ比を考慮する必要があることを示している。また、現行のせん断曲げを受ける平板の座屈耐力算定式は座屈耐力を過小評価していることを指摘している。また、板要素辺長比が小さい範囲では従来の純せん断を受ける平板の座屈耐力を用いることで十分妥当な結果が得られることを示している。一方で、板要素辺長比が大きい範囲では曲げによる影響を考慮しなければならず、従来の評価法では不十分であることから、その範囲については座屈耐力算定近似式の提案を行っている。

木村ら⁹⁾は複合荷重を受ける単一平板の座屈後耐力評価手法が求められていないことから、任意の圧縮・曲げ・せん断の複合荷重を受ける単一平板の評価式を提案している。なお、評価式は圧縮・曲げ・せん断がそれぞれ単独で作用しているときの座屈後耐力における相関関係からそれぞれ求めている。圧縮と曲げが薄板に作用する場合の座屈後耐力は、曲げモーメントによる影響が小さい範囲で曲げモーメントの変化に伴う圧縮耐力の変化は小さく、圧縮による影響が大きいことを述べている。圧縮力とせん断力が作用する場合の座屈後耐力は圧縮が卓越して大きくなる領域まではせん断の影響は小さく、逆にせん断が卓越して大きくなる領域は圧縮の導入に対してせん断耐力は大きく低下することを明らかにしている。また、曲げモーメントとせん断力が作用する場合においてはせん断力が卓越すると辺長比の影響を受けると述べている。以上のような関係をもとに評価式の導出を行っている。

五十嵐ら¹⁹⁾はせん断力を受ける H 形断面梁はフランジがねじれずにウェブの座屈のみで崩壊するものがあり、フランジがウェブに比べて十分に幅が大きいとみなすことができるため、支持条件が周辺単純支持よりも周辺固定支持に近づくことを示している。そこで、せ

せん断曲げを受ける周辺固定支持されたウェブの座屈耐力をエネルギー法により導出している。また、エネルギー法によって得られる座屈耐力は、変位関数における波数の影響を受けるため、十分妥当な解を得るための長辺方向と周方向の半波数を検討している。これらの検討は、様々な荷重を受ける四辺固定支持平板の座屈耐力を導出できることを示している。

五十嵐ら²⁰⁾は H 形断面部材ウェブで座屈が先行する際の座屈波形は四辺固定支持平板の座屈波形に近くなることから、従来のようにウェブ板要素を四辺単純支持平板としてみなすのではなく、四辺固定支持平板とみなして応力状態を正確に再現することでより精度の良い H 形断面部材の座屈耐力評価が可能になると述べている。そこで逆対称曲げを受ける平板の座屈耐力に及ぼす板要素境界条件の影響を理論解析と数値解析で検討している。せん断曲げを受ける H 形断面部材のウェブは十分に四辺固定支持平板としてみなすことができることを明らかにしている。また、座屈形式がせん断型から曲げ型へと変化する板要素辺長比である境界辺長比を定めている。

五十嵐ら²¹⁾は現在慣用的に用いられている座屈耐力評価式についてせん断力が作用する場合、曲げ応力はせん断応力によっても生じ、それぞれが独立に作用しないため、従来の「曲げと圧縮」、「せん断」に分離して考えられていることが適切ではないと指摘している。そこで、逆対称曲げと圧縮を受ける四辺単純支持平板および四辺固定支持平板の座屈耐力を「曲げとせん断」、「圧縮」に分離して評価式を提案している。この手法はせん断曲げのみを受ける平板の座屈耐力及び圧縮のみを受ける平板の座屈耐力から、複合応力を受ける場合の座屈耐力を算定するものである。また板要素辺長比・せん断曲げ比・曲げ勾配定数・境界条件によらず、精度の良い結果を得ることができることを示している。また不均等曲げせん断力を受ける場合においては座屈耐力を高め評価する危険性があるため評価式で得られた値に 5%程度の低減率を考慮することで十分適用可能であると結論づけている。

五十嵐ら²²⁾はせん断・曲げ・圧縮の複合荷重を受けるウェブ平板の座屈耐力の評価として「せん断と曲げ」と「圧縮」に分離する方法に加えてフランジねじり剛性の影響を考慮することでより精度の高い評価式を得ることができると述べている。ねじり剛性に影響を与える因子は、部材の断面形状を考慮したフランジねじり剛比であり、その定義を示している。また、現実的な H 形断面部材のフランジねじり剛比はほとんどにおいて固定支持とみなせる回転剛性を有することを明らかにしている。さらに、逆対称曲げと圧縮の複合荷重を受ける場合のフランジねじり剛性の与える影響を考慮したうえで新規座屈耐力評価式の提案を行っている。ただし、フランジねじり剛比が 10 以上である場合においては固定支持とみなせるため、フランジねじり剛性の影響を考慮せずに完全固定支持としての評価式を用いることで十分な精度で座屈耐力を得ることができ、また評価式はいずれも安全側であると結論づけている。

Cheng ら²³⁾は薄板冷間成形部材は局部座屈・ゆがみ座屈・横座屈・降伏およびそれらの複合で破壊する可能性があることを述べている。また、破壊は主に局部座屈とゆがみ座屈によって生じることを述べている。そこで単純な断面としてフランジの片側が補剛されている C

形断面と両側が補剛されているハット形断面について、軸力勾配が座屈耐力に与える影響を検討している。そして、応力勾配を有することで補剛の有無によらず、座屈後耐力が上昇することを明らかにしている。その上昇率は両端補剛がなされているハット形断面のときは微小であるものの、一端補剛の場合である C 形断面のときは期待できるため、設計についても座屈後耐力の上昇率を考慮すべきであると結論づけている。また Winter の方程式は修正した板の座屈係数を適用することにより、応力勾配がある場合でも十分適用可能であることを示している。

Shafer²⁴⁾は座屈固有値解析から得られた局部座屈耐力を用いて最大耐力を推測する Direct Strength Method (以下 DSM と示す) の開発を行っている。その座屈固有値を得るためにオープンソースで利用可能な有限帯板解析プログラム CUFSM を用いることで容易に DSM が適用可能であると述べている。また、DSM は 2004 年に AISI の冷間成形部材の設計において正式に採用されている。なお、DSM は主にリップ溝形断面やハット形断面などの開断面部材について開発がなされている。そして、DSM における最大耐力評価手法は実験を用いた経験則に基づいている。従来の手法として、経験的な観点から有効幅を決定し最大耐力を推測する手法が挙げられるが、DSM では有効幅の計算が不要であり、多くの断面で適用可能であることから従来の手法よりも有用であると結論付けている。

五十嵐ら²⁵⁾は現在用いられている複合応力を受ける座屈耐力評価式が単純な応力状態の組み合わせとして算定されていることを指摘している。せん断曲げ及び圧縮を受ける H 形断面部材のウェブに着目し、せん断スパン比が比較的大きく、曲げに伴う圧縮によるフランジの局部座屈の影響を無視することができない場合が多いことから現行の評価式では十分には評価することができないことを示している。そのため複合応力を受ける H 形断面部材のウェブフランジにおける板要素相互の影響を考慮した連成座屈の検討を行っている。そして、ウェブフランジ幅厚比の比が小さい範囲ではフランジ座屈が先行し、大きい範囲ではウェブ座屈が先行することから H 形断面部材の座屈耐力はウェブとフランジの座屈耐力が小さいほうで評価できることを示している。そして、ウェブ座屈が先行した場合の接合線の境界条件は固定支持、フランジ座屈が先行した場合の接合線の境界条件は単純支持とした場合の座屈耐力に近く、それぞれの座屈耐力が同程度の範囲では各板要素が互いに影響し合い、座屈耐力が低下することを明らかにしている。そこから低下率を見込んだ H 形断面構成板要素の連成座屈耐力評価式の提案及び妥当性を示している。

Schafer²⁶⁾は冷間成形部材の設計における DSM の開発と発展について概説を行っている。薄板部材は座屈後の耐力上昇が期待できるため、設計に利用できることを示している。そして、冷間成形部材の設計手法の中で複雑な現象をできるだけ簡略化することで単純な設計手法の提案が可能であることを述べている。現在一般的に用いられている有効幅法について、座屈後耐力の算定にウェブフランジ間の力のつり合いと板要素間の相互作用を無視していることや、ゆがみ座屈を組み込むことが困難であることから、一般に冷間成形部材の設計については支障をきたすことを示している。それに対して DSM は、全体座屈を基本的に

考慮したものであるが、局部座屈やゆがみ座屈の不安定性にも適用し、部材の座屈耐力を考慮していることから冷間成形部材の設計に大いに役立つことを述べている。

Pham ら²⁷⁾は純せん断を受けるリップ溝形断面部材の座屈耐力に及ぼすフランジ幅・リップの有無・せん断応力分布の影響をスプライン有限帯板法により検討している。フランジ幅については、フランジ幅の増大に伴いウェブを拘束する効果が増加し、座屈耐力が大きくなることを示している。また、フランジ幅の増大に伴い、ゆがみ座屈が生じにくくなり座屈モードが局部座屈形式となることを明らかにしている。さらにリップの有無については、リップを有することでフランジを拘束する効果が増加し、座屈耐力が大きくなることを示している。せん断応力分布については、ウェブのみにせん断力を作用させる場合よりも実際の応力分布に近いせん断流れを用いることで座屈耐力が小さくなることを示している。

Schafer ら²⁸⁾は冷間成形部材の弾性座屈解析と非線形崩壊解析の両方について計算モデル化概要の解説を行っている。その中で崩壊のモデル化には、一般的にシェル要素を用いた材料および幾何学的非線形の有限要素解析が必要であると述べている。また、座屈後耐力に及ぼす板要素元たわみや残留応力の影響を検討しており、最大元たわみについては最大変位量が板厚の 10%、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することで、十分妥当な結果が得られることを示している。また、残留応力を無視したモデルにおいて、等方硬化則を伴う von Mises の降伏条件を用いることで十分妥当な結果が得られることを示している。また、二次元要素を使用することで角部曲率半径を含むモデルにおいても、メッシュ構築の柔軟性が高まることを示している。そしてメッシュの幅を細かくすることでモデルの塑性ひずみが明確に示され、より正確な座屈モードを得ることが可能であると示している。

木村²⁹⁾は既に求めている様々な荷重条件や境界条件を包括して一般化して示した座屈後耐力をもとに、有効幅の観点から再考し、これまでの有効幅の考え方についての妥当性および問題点についての検討をしている。まず、両辺単純支持される圧縮平板に対し、Kármán の求めた有効幅は塑性限界幅厚比を弾性座屈が降伏応力度となる位置で規定しているため過大評価しており、弾塑性領域での耐力低下を考慮する必要があると述べている。また、一边自由となるフランジなどの板要素は座屈後耐力が存在しないため、AIJ-S 規準のように塑性限界幅厚比を超える部分は無視する手法は問題であることを示している。これまでの研究で十分には検討されていない曲げやせん断を受ける薄板の座屈後耐力についても述べており、曲げを受ける場合の座屈耐力の存在を明らかにし、圧縮平板同様に一縁が自由の場合は座屈後耐力が存在しないことを示している。

Pham³⁰⁾らは純せん断を受けるリップ溝形断面部材の座屈耐力に及ぼすフランジ幅・リップ幅・板要素辺長比の影響をスプライン有限帯板法により検討している。フランジ幅については、フランジ幅の増大に伴い部材のねじれ座屈による耐力低下を防止することで、座屈耐力が大きくなることを明らかにしている。リップ幅については、リップ幅の増大に伴いフランジを拘束する効果が高まるため座屈耐力は大きくなることを示している。板要素辺長比

については、板要素辺長比の増大に伴い全体座屈が生じやすくなるため座屈耐力が小さくなることを示している。

佐藤ら³¹⁾はせん断曲げと圧縮を受ける正方形中空断面部材の局部座屈耐力を板要素の連成を考慮したうえでエネルギー法により導出し、座屈耐力に及ぼす荷重条件と部材形状の影響を把握したうえで、座屈耐力算定式の提案を行っている。板要素長辺の境界条件については、板要素の連成を考慮した座屈耐力は単純支持と固定支持の間に位置していることから、正確な座屈耐力を得るためには板要素の連成を考慮する必要があることを示している。曲げモーメント勾配については、現実的な板要素辺長比の範囲では曲げモーメント勾配の増大に伴い座屈耐力は大きくなることを明らかにしている。加力角度については、加力角度が45度に近づくにつれて座屈耐力は大きくなることを示している。軸力比については、軸力比の増大に伴い座屈耐力は小さくなることを明らかにしている。それらの影響を考慮したせん断曲げと圧縮を受ける正方形中空断面部材の座屈耐力を算定している。

Phamら³²⁾はせん断力を受ける折り曲げ加工されたリップ溝形断面部材の座屈耐力と座屈後耐力を実験と解析により検討している。現行の冷間成形部材の設計式として採用されている有効幅法では折り曲げ加工された部材の有効幅の計算が煩雑になることから、DSMによる耐力評価が有用であると述べている。そして、せん断力を受ける部材は板要素辺長比によって曲げによる耐力低下を考慮する必要があることを指摘し、せん断と曲げを考慮したDSMの上限値を捉えた曲線により十分に評価が可能であると結論付けている。

佐藤ら³³⁾は、これまでの幾何学的及び材料的初期不整が部材性能に及ぼす影響に関する研究について、単調圧縮あるいは水平力を単独で受ける短い部材については実施されているものの、実際に構造部材として使用されるような長い部材で圧縮と曲げモーメントを複合的に受ける場合について十分に明らかにされていないことを指摘している。そこで、有限要素解析により圧縮と一端曲げを受ける角形鋼管部材の初期不整が弾塑性挙動に及ぼす影響を検討している。初期不整のパラメータとして、部材の元たわみの大きさ・板要素の元たわみの大きさ・断面内の残留応力度分布及びその大きさとしている。部材の元たわみについて終局状態が局部座屈により決定される場合、部材の元たわみの方向が塑性変形能力に影響を及ぼすことを示している。また、板要素の元たわみの大きさが部材性能に与える影響は大きく、増大に伴い塑性変形能力が小さくなることを示している。さらに、板厚内で残留応力形状が変化する場合の残留応力の大きさはほとんど影響がないことを示している。

佐藤ら³⁴⁾は圧縮と逆対称曲げを受ける角形鋼管部材の初期不整が弾塑性挙動に及ぼす影響を有限要素法解析により検討している。初期不整のパラメータは部材の元たわみの大きさ・板要素の元たわみの大きさ・軸方向及び周方向の残留応力の大きさとしている。局部座屈により終局状態が決定される場合、部材の元たわみが塑性変形能力に及ぼす影響は大きくないと述べている。また、板要素の元たわみの増大に伴い部材性能は著しく低下することを示している。残留応力については、局部座屈により終局状態が決定される場合、材長方向の残留応力は部材性能にほとんど影響を与えないものの、周方向の残留応力の増大に伴い

部材性能は低下することを述べている。一方で、 $P\delta$ 効果による曲げ変形により終局状態が決定される場合、軸方向及び周方向の残留応力いずれについても増大に伴い部材性能が低下することを示している。

Ayhan ら³⁵⁾はこれまでに冷間成形された軽量形鋼の荷重－変位関係を簡便な形の式で予測することを目的として、載荷実験と数値解析により荷重－変位関係に及ぼす部材形状の影響について検討を行っている。実験には C 形鋼と Z 形鋼の様々な断面形状によるものを用いており、局部座屈とゆがみ座屈で破壊する部材の曲げモーメントと回転角について述べている。また、終局耐力を迎える前の非線形剛性が働くモーメントの大きさや最大耐力を迎えた後のモーメントの値が最大値の 50% となったときの値を簡便な形の式で導出している。導出された式から様々な断面形の中で局部座屈及びゆがみ座屈で破壊する冷間成形鋼断面部材の $M-\theta$ 曲線を概ね予測可能であることを示している。

小橋ら³⁶⁾は純圧縮や純曲げを受ける長方形中空断面部材の局部座屈耐力に及ぼす隣接する板要素の拘束効果の影響に着目し、座屈耐力および最大耐力に対する評価法を提案している。長方形断面部材では、長辺の板要素が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とを明らかにしている。その拘束効果により長辺の板要素の座屈耐力は単純支持とした場合よりも高くなることを示している。また、その拘束効果は座屈耐力および最大耐力の両方に生じ、短辺と長辺の幅の比によって変化することを明らかにしている。座屈耐力の評価手法として、長辺の境界条件を単純および固定支持としたときの線形和として近似しており、その近似式により十分妥当な結果が得られることを示している。そして、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の評価法として、隣接する板要素を単純支持ではなく回転拘束を考慮することで従来の評価におけるばらつきが低減できると述べている。

Vieira ら³⁷⁾は近年、材料の無駄を省く必要性和高強度鋼材の開発などにより断面が薄肉化しているため、複雑な座屈現象が発生しやすくなっていると述べている。そのような薄肉部材の安全性を確認するためには座屈現象を正確に予測する必要があるとし、圧縮・強軸曲げ・弱軸曲げを受ける長方形中空断面部材の座屈耐力算定式の提案を行っている。また、断面の変形モードを考慮することにより面内及び面外の変形を取り扱っている。解析のパラメータとして断面の幅に対するせい比 h/b を用いている。圧縮のみを受ける場合、 h/b の増大に伴いウェブの座屈係数が大きくなることを示し、ウェブの座屈耐力がフランジによってより拘束されるからであると明らかにしている。強軸曲げを受ける場合、 h/b がウェブの座屈係数に与える影響が大きく断面の応力分布に大きく依存することを示している。また、弱軸曲げを受ける場合は圧縮側のウェブのみで座屈が生じるためウェブの座屈係数は h/b に影響されないことを示している。

Vieira ら³⁸⁾は圧縮と二軸曲げを受ける長方形中空断面部材の局部座屈耐力に及ぼす角部曲率半径の影響について一般化梁理論により検討している。Eurocode 規格や AISI 規格により提案されている正方形中空断面部材の角部曲率半径の影響を考慮した座屈係数の提案式

は危険側の結果をもたらすことを指摘している．そこで，Vieira らは正方形中空断面部材と長方形中空断面部材の角部曲率半径の影響を考慮した座屈係数の評価式算定のため，ある角部曲率半径を有する断面の座屈係数において角部曲率半径を有しない断面の座屈係数からの上昇率として評価を行っている．評価にあたりウェブとフランジ幅の和を角部曲率半径で除した値を用いている．近似式により，圧縮と二軸曲げを受ける角部曲率半径の影響を考慮した長方形中空断面部材の座屈耐力を概ね評価できることを述べている．

小橋ら³⁹⁾は曲げと圧縮の複合応力が作用する長方形中空断面部材の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が及ぼす影響を明らかにしている．圧縮と曲げが作用する場合における座屈耐力は，単純支持とみなした値よりも大きな値をとっていることを示している．その原因として座屈耐力の低い板要素が座屈耐力の高い板要素によって板側辺部の回転を拘束していることを明らかにしている．このことは局部座屈および最大耐力の双方で確認できると述べている．そこから圧縮と曲げの複合力が作用する長方形断面における回転拘束を考慮した座屈耐力評価式の導出を行っている．また回転拘束が最大耐力に与える影響について，座屈耐力が小さい板要素のみに回転拘束の影響を考慮した一般化幅厚比を計算し，その他の板要素については単純支持とみなして一般化幅厚比を考慮することで既存の計算式に基づく評価式に近づく結論づけている．

弾性局部座屈耐力は薄板部材の評価だけではなく，幅厚比の小さな厚板部材の塑性域の構造性能評価にも用いられている．例えば，五十嵐ら⁴⁰⁾はせん断曲げと圧縮を受ける H 形断面部材の弾性局部座屈耐力を評価し，弾性局部座屈耐力に基づく新規幅厚比指標 W_F による最大耐力と塑性変形能力の評価を実験結果に基づき行っている．そして，必要塑性変形倍率に応じた幅厚比区分を提案することで，従来よりも合理的な座屈設計が可能になることを述べている．なお，これらの評価法は鋼構造塑性設計指針や座屈設計指針にも記載されている^{7), 41)}．

佐藤ら⁴²⁾はせん断曲げと圧縮を受ける正方形中空断面部材の局部座屈を伴う大変形挙動を数値解析と構造実験により検討し，最大耐力と塑性変形能力を荷重条件と部材形状に応じた形で評価を行っている．評価のために，弾性局部座屈耐力に基づく新たな新規幅厚比尺度 S_H を提案している．新規幅厚比尺度 S_H によって単調曲げあるいは繰返し曲げを受ける正方形中空断面部材の最大耐力と塑性変形能力を概ね評価できると述べている．

佐藤ら⁴³⁾は弾性局部座屈耐力に基づく新規幅厚比尺度 S_H を用いて圧縮と単調曲げを受ける H 形断面部材の最大耐力や塑性変形能力を数値解析によって検討している．また，曲げ面内不安定で最大耐力が決まる柱の塑性変形能力が 3 となる条件を明らかにしたうえで，塑性変形能力が 3 以上確保するための制限式と提案している．また，局部座屈で最大耐力が決まる H 形断面柱については W_F や S_H と比較し，終局状態が変化する境界について示している．

三井ら⁴⁴⁾は弾性局部座屈耐力に基づく新規幅厚比尺度 S_H を用いて単調曲げあるいは繰返し曲げを受ける正方形中空断面部材の最大耐力や塑性変形能力を検討している． S_H を指標

とすることで、単調載荷時の最大耐力と全塑性モーメント耐力比が材料強度によらず、同一線上の線形関係にあることを示している。一方で、繰返し曲げ時の最大耐力は、鋼材の等方硬化が局部座屈による耐力劣化を上回るため、単調曲げ時の最大耐力よりも大きくなるものの、局部座屈の進展が顕著となる対称形の漸増載荷では繰返し時の最大耐力の方が大きくなることを示している。

このように、平板や部材の局部座屈に関する数多くの実験や解析が行われ弾性局部座屈耐力の評価は弾性域のみならず塑性域の構造性能評価の観点からも有用であることが分かる。しかし、薄板角形鋼管部材については主に純圧縮あるいは純曲げといった簡略化された荷重条件で検討されており、地震等を考慮したせん断曲げと圧縮を受ける場合の検討については十分には考慮されていない。また、板要素の連成を考慮したうえでエネルギー法による理論的な座屈耐力の導出や実験による座屈耐力と座屈後耐力の検討は十分には行われていない。そのため、薄板角形鋼管部材の荷重条件や部材形状の影響を考慮したうえで座屈耐力と座屈後耐力が評価されているとはいいがたい。

1.2 研究の目的

以上の背景を踏まえ、本研究ではせん断曲げと圧縮を受ける薄板角形鋼管部材の弾性局部座屈耐力と座屈後最大耐力を明らかにしたうえで、座屈耐力と座屈後耐力を曲げモーメント勾配・軸力比・幅厚比・断面辺長比・板要素辺長比に応じた形で評価することを目的とする。このような検討は、今後の合理的で多様な座屈設計法に繋がるものと考えられる。

1.3 研究の方法

以上の目的を実現するため、本研究では以下の章構成とする。

まず、第1章「序論」では、薄板角形鋼管部材の局部座屈に関する研究の背景を説明し、座屈耐力と座屈後耐力を解明することの意義を示している。また、既往の研究ではせん断曲げ相互作用と板要素連成効果が十分に考慮されていない問題点を指摘し、それを解決する本研究の目的と方法を述べている。

第2章「せん断曲げと圧縮を受ける長方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力」では、長方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力をせん断曲げと圧縮の複合応力状態及び板要素の連成局部座屈を考慮してエネルギー法により理論的に導出し、有限要素法座屈固有値解析も実施し、座屈耐力と座屈モードに及ぼす境界条件・荷重条件・部材形状の影響を明らかにする。また、曲げモーメント勾配・軸力比・幅厚比・断面辺長比・板要素辺長比に応じた簡便で精度の高い座屈耐力近似式を提案する。

第3章「薄板角形鋼管部材の座屈挙動と座屈後挙動」では、薄板角形鋼管部材の局部座屈を伴う大変形挙動を荷重条件が基本的な純圧縮の短柱圧縮で構造実験と数値解析により検討し、基本的な座屈耐力と座屈後耐力を確認するとともに、有限要素法大変形解析の妥当性を検討する。また、部材の大変形挙動に及ぼす初期不整の影響をFEMにより検討する。

第4章「せん断曲げと圧縮を受ける薄板角形鋼管部材の座屈後最大耐力」では、初期不整の影響に関する検討結果を踏まえ、薄板角形鋼管部材の局部座屈挙動を純曲げ・一端曲げ・逆対称曲げと圧縮の荷重条件で構造実験と数値解析により検討する。また、座屈耐力と座屈後耐力に及ぼす曲げモーメント勾配・軸力比・幅厚比・断面辺長比・板要素辺長比の影響を明らかにする。

第5章「せん断曲げと圧縮を受ける薄板角形鋼管部材の新規耐力設計法」では、現行の座屈後耐力評価手法である有効幅法とDSMの概要を説明し、理論解析と数値解析及び構造実験結果を用いて、せん断曲げと圧縮を受ける薄板角形鋼管部材に対する適用可能性を検討する。そのうえで、座屈耐力算定式と降伏耐力に基づく座屈後耐力評価式を提案する。

第6章「結論」では、本論文において得られた薄板角形鋼管部材の座屈耐力と座屈後耐力に関する研究の成果を総括して述べる。

第2章

せん断曲げと圧縮を受ける

長方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力

2.1	はじめに	14
2.2	座屈固有値解析の概要	15
2.2.1	エネルギー法	15
2.2.2	有限要素法	27
2.2.3	応力関数の妥当性	28
2.3	座屈固有値解析の結果	29
2.3.1	板要素境界条件の影響	29
2.3.2	荷重条件の影響	35
2.3.3	部材形状の影響	39
2.4	弾性局部座屈耐力の評価	41
2.5	弾性局部座屈耐力に及ぼす角部曲率半径の影響	46
2.6	まとめ	47

2.1 はじめに

長方形中空断面部材の座屈耐力と座屈後耐力を明らかにするために、まずは初期不整のない理想状態において座屈耐力に及ぼす荷重条件や部材形状の影響を検討することが重要である。しかし、長方形中空断面部材の局部座屈耐力を詳細に検討した研究は数少なく十分には理解がされていない。

長方形中空断面部材の座屈耐力に関する既往の研究には、例えば文献 12), 36)～39)がある。文献 12)ではエネルギー法を用いて純圧縮を受ける部材の座屈耐力に及ぼす断面形状の影響を明らかにしている。文献 36)では有限帯板法と有限要素法による数値解析を用いて圧縮を受ける部材の座屈耐力に及ぼす隣接する板要素の拘束効果の影響を明らかにし、耐力評価を行っている。文献 37)では一般化梁理論による数値解析を用いて圧縮と二軸曲げを受ける部材の座屈耐力を検討しており、座屈耐力と断面の座屈モードに及ぼす荷重条件と部材形状の影響を明らかにしている。文献 38)では一般化梁理論による数値解析を用いて圧縮と二軸曲げを受ける部材の角部曲率半径の影響を明らかにしている。文献 39)では有限帯板法と有限要素法による数値解析を用いて圧縮と曲げを受ける部材の座屈耐力に及ぼす隣接する板要素の拘束効果の影響を明らかにし、座屈耐力評価を行っている。

このように、これまで長方形中空断面部材の座屈耐力について、主に数値解析を用いた検討は行われているものの、せん断曲げ相互作用や板要素連成効果の影響を考慮したエネルギー法による理論的な検討は十分に行われていない。そのため、現行の許容応力度や幅厚比制限値及び有効幅の設計式では境界条件や応力状態を簡略化して算出された座屈係数、例えば純圧縮や純せん断を受ける4辺単純支持平板の座屈係数が使用されている^{3), 45)}。

そこで、本章ではせん断曲げと圧縮を受ける長方形中空断面部材の板要素連成弾性局部座屈耐力の算定法を提案することを目的とする。このため、エネルギー法による部材内応力状態と板要素連成を考慮した弾性局部座屈解析の概要を示し、座屈耐力に及ぼす板要素境界条件・曲げモーメント勾配・軸力比・断面辺長比・板要素辺長比の影響を明らかにする。この検討により、座屈耐力決定因子の影響を把握したうえで、荷重条件と部材形状の影響を考慮した簡便な座屈耐力算定近似式を提案する。また、座屈耐力に及ぼす角部曲率半径の影響も有限要素法を用いた解析により明らかにする。

2.2 座屈固有値解析の概要

本節では、セン断曲げと圧縮を受ける長方形中空断面部材の板要素連成弾性局部座屈解析の概要を述べる。エネルギー法と有限要素法による座屈固有値解析概要を示す。

2.2.1 エネルギー法

本項では、長方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力をエネルギー法により導出する¹¹⁾。図2.1に解析モデルを示す。図2.2に部材の板要素を示す。境界条件については、部材両端を単純支持または固定支持としている。荷重条件については、セン断と曲げ及び圧縮を検討し、二軸曲げも考慮する。この際、曲げモーメント勾配・軸力比・加力角度を変数とする。曲げモーメント勾配 β の範囲は0.0以上2.0以下、軸力比 p の範囲は0.0以上1.0以下、加力角度 α の範囲は0度以上90度以下である。ここで、軸力比を、軸圧縮力を純圧縮状態の座屈軸力で除した値と定める。部材形状については、板厚は板幅と比較して小さく全断面で一様であり、角部曲率半径及び初期不整を有していない。

ここで、図2.3に薄板軽量形鋼造建築物設計の手引きとJIS G 3466(一般構造用角形鋼管)に示されている断面形状の分布を示す³⁾。なお、図2.3(a)はウェブ全幅 H とフランジ全幅 B の関係、図2.3(b)はウェブの幅厚比 H/t と断面辺長比 B/H の関係である。図から、多様な断面が存在しているものの、断面辺長比が0.3, 0.5, 1.0付近で多く分布していることが分かる。

ここから、弾性局部座屈解析の方法を記述する。エネルギー法による座屈固有値解析の概要を示す。座屈耐力を得るためには、座屈条件式である式(2.1)を解けばよい。座屈条件式を固有値問題として解くことによって、座屈耐力と座屈波形を得ることができる。

$$\left(\frac{\partial \Delta U}{\partial a_{mn}} = \frac{\partial \Delta T}{\partial a_{mn}}\right) \wedge \left(\frac{\partial \Delta U}{\partial b_{mn}} = \frac{\partial \Delta T}{\partial b_{mn}}\right) \wedge \left(\frac{\partial \Delta U}{\partial c_{mn}} = \frac{\partial \Delta T}{\partial c_{mn}}\right) \wedge \left(\frac{\partial \Delta U}{\partial d_{mn}} = \frac{\partial \Delta T}{\partial d_{mn}}\right) \quad (2.1)$$

ここに、 ΔU はひずみエネルギー、 ΔT は外力がする仕事、 a_{mn} , b_{mn} , c_{mn} , d_{mn} は係数である。座屈条件式は自然数 $m = 1, 2, \dots, M$ と $n = 1, 2, \dots, N$ に対して成り立つ必要がある。ここで、 M と N は波数である。ひずみエネルギーと外力がする仕事はそれぞれ式(2.2), (2.3)によって表される。

$$\Delta U = \sum_{i=1}^4 \left[\frac{1}{2} \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)} \int_0^L \int_0^{h,b} \left[\left(\frac{\partial^2 w_i}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w_i}{\partial y^2} \right)^2 - 2(1-\nu) \left\{ \frac{\partial^2 w_i}{\partial x^2} \frac{\partial^2 w_i}{\partial y^2} - \left(\frac{\partial^2 w_i}{\partial x \partial y} \right)^2 \right\} \right] dx dy \right] \quad (2.2)$$

$$\Delta T = \sum_{i=1}^4 \left[\frac{1}{2} t \int_0^L \int_0^{h,b} \left\{ \sigma_i(x, y) \left(\frac{\partial w_i}{\partial x} \right)^2 - 2\tau_i(y) \frac{\partial w_i}{\partial x} \frac{\partial w_i}{\partial y} \right\} dx dy \right] \quad (2.3)$$

ここに、 i は板要素番号(図2.2)、 E はヤング係数、 ν はポアソン比($\nu = 0.3$)、 h は板の高さ、 b は板の幅、 t は板厚、 L は材長、 w_i は変位関数、 $\sigma_i(x, y)$ は垂直応力関数、 $\tau_i(y)$ はセン断応力関数である。 y 方向の積分区間については、長辺は0から h 、短辺は0から b である。

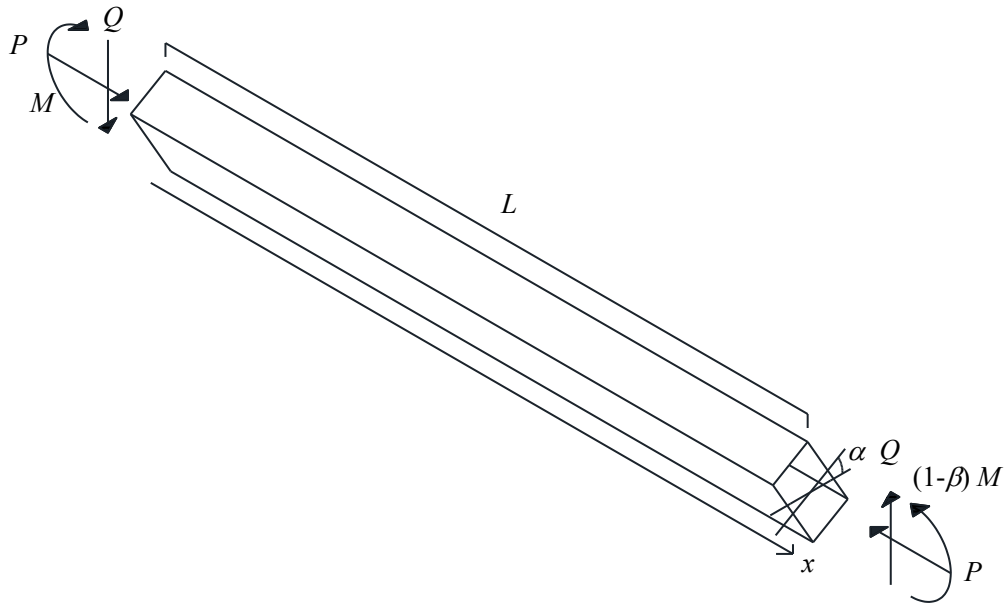


Fig. 2.1 Analysis model of rectangular hollow section members

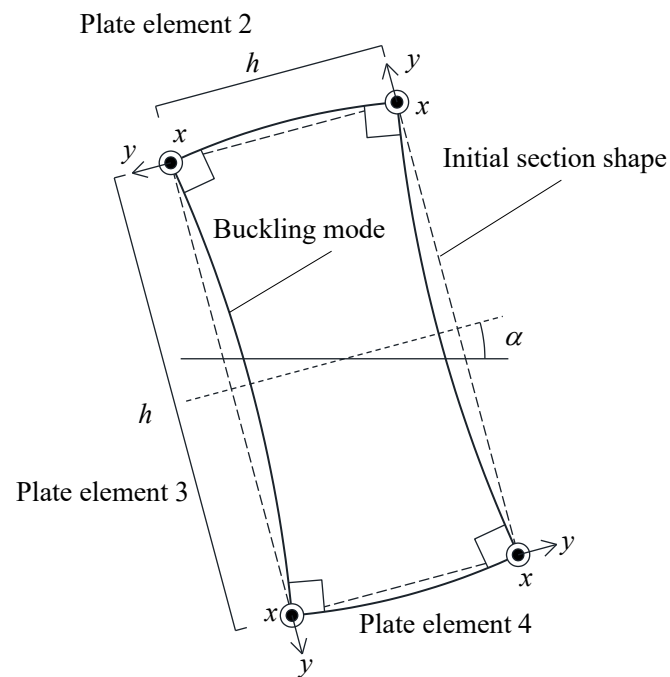


Fig. 2.2 Plate elements of rectangular hollow section members

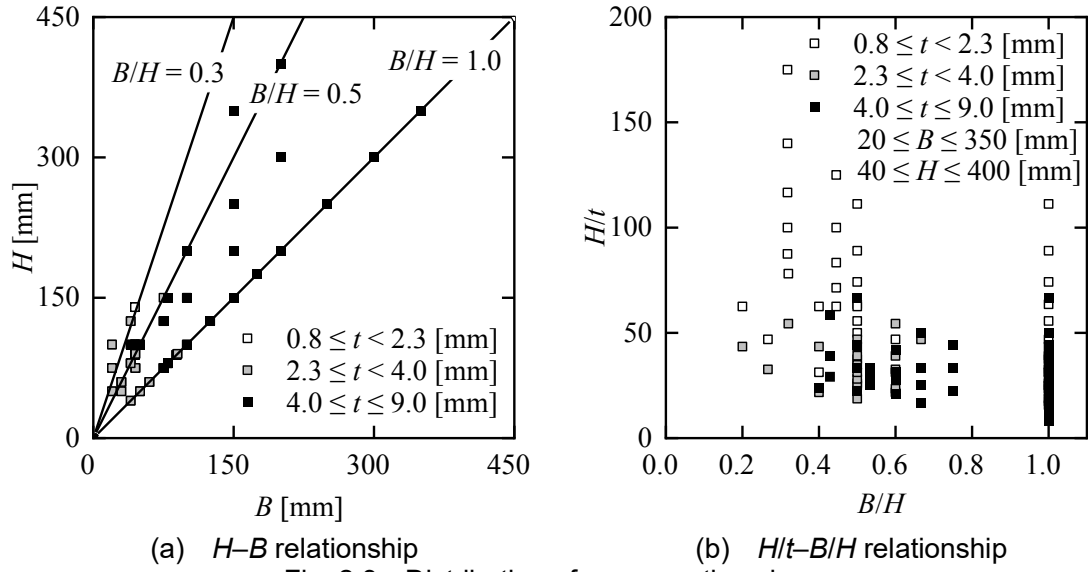


Fig. 2.3 Distribution of cross section shapes

板要素の変位関数については、部材両端を単純支持または固定支持とし、長辺の境界条件は板要素の連成を考慮する。その際、以下の仮定を導入する。

- (1) 隣り合う板要素は長辺において座屈変形後も直角を保つ (図 2.2)。
- (2) 板要素に生じる曲げモーメントは長辺において釣り合う。

これらの仮定を満たすように、板要素 i の変位関数 w_i を式(2.4)~(2.16)と定める。

$$w_1 = \sum_{m=1}^M \sum_{n=1}^N a_{mn} \mu_m {}_a v_n + \sum_{m=1}^M \sum_{n=1}^N d_{mn} \mu_m {}_c v_n + \sum_{m=1}^M \sum_{n=1}^N b_{mn} \mu_m {}_d v_n + \sum_{m=1}^M \sum_{n=1}^N c_{mn} \mu_m {}_g v_n \quad (2.4)$$

$$w_2 = \sum_{m=1}^M \sum_{n=1}^N b_{mn} \mu_m {}_b v_n + \sum_{m=1}^M \sum_{n=1}^N a_{mn} \mu_m {}_e v_n + \sum_{m=1}^M \sum_{n=1}^N c_{mn} \mu_m {}_f v_n + \sum_{m=1}^M \sum_{n=1}^N d_{mn} \mu_m {}_h v_n \quad (2.5)$$

$$w_3 = \sum_{m=1}^M \sum_{n=1}^N c_{mn} \mu_m {}_a v_n + \sum_{m=1}^M \sum_{n=1}^N b_{mn} \mu_m {}_c v_n + \sum_{m=1}^M \sum_{n=1}^N d_{mn} \mu_m {}_d v_n + \sum_{m=1}^M \sum_{n=1}^N a_{mn} \mu_m {}_g v_n \quad (2.6)$$

$$w_4 = \sum_{m=1}^M \sum_{n=1}^N d_{mn} \mu_m {}_b v_n + \sum_{m=1}^M \sum_{n=1}^N c_{mn} \mu_m {}_e v_n + \sum_{m=1}^M \sum_{n=1}^N a_{mn} \mu_m {}_f v_n + \sum_{m=1}^M \sum_{n=1}^N b_{mn} \mu_m {}_h v_n \quad (2.7)$$

$$\mu_m = \begin{cases} \sin \frac{m\pi x}{L} & (\text{Simply supported at both ends}) \\ \sin \frac{\pi x}{L} \sin \frac{m\pi x}{L} & (\text{Clamped at both ends}) \end{cases} \quad (2.8)$$

$${}_a v_n = \sin \frac{n\pi y}{h} \quad (2.9)$$

$${}_b v_n = \sin \frac{n\pi y}{b} \quad (2.10)$$

$${}_c v_n = \frac{nh}{b} \cos(n\pi) \sin \frac{\pi y}{h} \cos \frac{\pi y}{2h} \quad (2.11)$$

$${}_d v_n = -\frac{nh}{b} \sin \frac{\pi y}{2h} \sin \frac{\pi y}{h} \quad (2.12)$$

$${}_e v_n = \frac{nb}{h} \cos(n\pi) \sin \frac{\pi y}{b} \cos \frac{\pi y}{2b} \quad (2.13)$$

$${}_f v_n = -\frac{nb}{h} \sin \frac{\pi y}{2b} \sin \frac{\pi y}{b} \quad (2.14)$$

$${}_g v_n = -\frac{h}{2b} \cos(n\pi) \sin \frac{\pi y}{h} \sin \frac{n\pi y}{h} \quad (2.15)$$

$${}_h v_n = -\frac{b}{2h} \cos(n\pi) \sin \frac{\pi y}{b} \sin \frac{n\pi y}{b} \quad (2.16)$$

ここに、 m と n は自然数、 M と N は波数、 a_{mn} , b_{mn} , c_{mn} , d_{mn} は係数、 μ_m は x の関数、 ${}_a v_n$, ${}_b v_n$, ${}_c v_n$, ${}_d v_n$, ${}_e v_n$, ${}_f v_n$, ${}_g v_n$, ${}_h v_n$ は y の関数、 h は板の高さ、 b は板の幅、 L は材長である。

応力関数については、板要素 i の垂直応力関数 $\sigma_i(x, y)$ とせん断応力関数 $\tau_i(y)$ はそれぞれ式(2.17)～(2.20), (2.21)～(2.24)によって表される。なお、本研究では圧縮側を正としており、せん断応力関数はせん断流れ理論を用いて導出している。

$$\sigma_1(x, y) = {}_b \sigma_{cr} \left(\frac{2 \cos \alpha y}{\sin \alpha b + \cos \alpha h} + \frac{\sin \alpha b - \cos \alpha h}{\sin \alpha b + \cos \alpha h} \right) \left(1 - \frac{\beta x}{L} \right) + {}_c \sigma_{cr} \quad (2.17)$$

$$\sigma_2(x, y) = {}_b \sigma_{cr} \left(-\frac{2 \sin \alpha y}{\sin \alpha b + \cos \alpha h} + 1 \right) \left(1 - \frac{\beta x}{L} \right) + {}_c \sigma_{cr} \quad (2.18)$$

$$\sigma_3(x, y) = {}_b \sigma_{cr} \left(-\frac{2 \cos \alpha y}{\sin \alpha b + \cos \alpha h} - \frac{\sin \alpha b - \cos \alpha h}{\sin \alpha b + \cos \alpha h} \right) \left(1 - \frac{\beta x}{L} \right) + {}_c \sigma_{cr} \quad (2.19)$$

$$\sigma_4(x, y) = {}_b \sigma_{cr} \left(\frac{2 \sin \alpha y}{\sin \alpha b + \cos \alpha h} - 1 \right) \left(1 - \frac{\beta x}{L} \right) + {}_c \sigma_{cr} \quad (2.20)$$

$$\tau_1(y) = \frac{2\beta {}_b \sigma_{cr}}{(\sin \alpha b + \cos \alpha h)L} \left\{ -\frac{\cos \alpha y^2}{2} - \frac{(\sin \alpha b - \cos \alpha h)y}{2} + \frac{(\sin \alpha + \cos \alpha)bh}{4} \right\} \quad (2.21)$$

$$\tau_2(y) = \frac{2\beta {}_b \sigma_{cr}}{(\sin \alpha b + \cos \alpha h)L} \left\{ \frac{\sin \alpha y^2}{2} - \frac{(\sin \alpha b + \cos \alpha h)y}{2} - \frac{(\sin \alpha - \cos \alpha)bh}{4} \right\} \quad (2.22)$$

$$\tau_3(y) = \frac{2\beta {}_b \sigma_{cr}}{(\sin \alpha b + \cos \alpha h)L} \left\{ \frac{\cos \alpha y^2}{2} + \frac{(\sin \alpha b - \cos \alpha h)y}{2} - \frac{(\sin \alpha + \cos \alpha)bh}{4} \right\} \quad (2.23)$$

$$\tau_4(y) = \frac{2\beta {}_b \sigma_{cr}}{(\sin \alpha b + \cos \alpha h)L} \left\{ -\frac{\sin \alpha y^2}{2} + \frac{(\sin \alpha b + \cos \alpha h)y}{2} + \frac{(\sin \alpha - \cos \alpha)bh}{4} \right\} \quad (2.24)$$

ここに、 ${}_b \sigma_{cr}$ は最大曲げ応力度、 ${}_c \sigma_{cr}$ は圧縮応力度、 α は加力角度、 β は曲げモーメント勾配である (図 1, 2)。

座屈条件式である式(2.1)を解くことによって、応力関数である式(2.17)～(2.24)における最大曲げ応力度と圧縮応力度が得られる。最大垂直応力度 ${}_n \sigma_{cr}$ は式(2.25)によって表される。

$${}_n \sigma_{cr} = {}_b \sigma_{cr} + {}_c \sigma_{cr} \quad (2.25)$$

ここに、 ${}_b\sigma_{cr}$ は最大曲げ応力度、 ${}_c\sigma_{cr}$ は圧縮応力度である。また、座屈応力度である最大曲げ応力度 ${}_b\sigma_{cr}$ と圧縮応力度 ${}_c\sigma_{cr}$ および最大垂直応力度 ${}_n\sigma_{cr}$ は座屈係数を用いてそれぞれ式(2.26)～(2.28)によって表される。

$$\begin{cases} {}_b\sigma_{cr} = k_b \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{h}\right)^2 & (\text{Long side}) \\ {}_b\sigma_{cr} = k_b \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2 & (\text{Short side}) \end{cases} \quad (2.26)$$

$$\begin{cases} {}_c\sigma_{cr} = k_c \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{h}\right)^2 & (\text{Long side}) \\ {}_c\sigma_{cr} = k_c \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2 & (\text{Short side}) \end{cases} \quad (2.27)$$

$$\begin{cases} {}_n\sigma_{cr} = k_n \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{h}\right)^2 & (\text{Long side}) \\ {}_n\sigma_{cr} = k_n \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2 & (\text{Short side}) \end{cases} \quad (2.28)$$

ここに、 k_b は最大曲げ応力度に対する座屈係数、 k_c は圧縮応力度に対する座屈係数、 k_n は垂直応力度に対する座屈係数、 E はヤング係数、 ν はポアソン比($\nu=0.3$)、 h は板の高さ、 b は板の幅、 t は板厚である。

なお、本研究では板要素長辺の境界条件が単純支持に近いのか、固定支持に近いのかを調べるため、長辺の境界条件を簡略化し板要素1枚を解析対象とする座屈解析も併せて行う。解析対象は図2に示す板要素1のウェブまたは板要素2のフランジとし、長辺2辺の境界条件を単純支持あるいは固定支持とする。また、隣接する板要素の回転剛性とねじり剛性を考慮することで長辺の境界条件を弾性支持とする座屈解析も併せて行う。以下に板要素1枚を対象とした座屈解析の概要を示す。座屈耐力と座屈波形を得るための座屈条件式は式(2.29)によって表される。

$$\frac{\partial \Delta U}{\partial a_{mn}} = \frac{\partial \Delta T}{\partial a_{mn}} \quad (2.29)$$

ここに、 ΔU はひずみエネルギー、 ΔT は外力がする仕事、 a_{mn} は係数である。座屈条件式は任意の自然数、 $m=1,2,\dots,M$ と $n=1,2,\dots,N$ に対して成り立つ必要がある。ここで M と N は波数を表す。また、板要素1枚を対象とした板要素1のウェブと板要素2のフランジのひずみエネルギーと外力がする仕事はそれぞれ式(2.30)～(2.33)によって表される。

$$\Delta U_1 = \frac{1}{2} \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)} \int_0^L \int_0^h \left\{ \left(\frac{\partial^2 w_1}{\partial x^2} \right)^2 + \left(\frac{\partial^2 w_1}{\partial y^2} \right)^2 + 2\nu \frac{\partial^2 w_1}{\partial x^2} \frac{\partial^2 w_1}{\partial y^2} + 2(1-\nu) \left(\frac{\partial^2 w_1}{\partial x \partial y} \right)^2 \right\} dx dy \quad (2.30)$$

$$\Delta U_2 = \frac{1}{2} \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)} \int_0^L \int_0^b \left\{ \left(\frac{\partial^2 w_2}{\partial x^2} \right)^2 + \left(\frac{\partial^2 w_2}{\partial y^2} \right)^2 + 2\nu \frac{\partial^2 w_2}{\partial x^2} \frac{\partial^2 w_2}{\partial y^2} + 2(1-\nu) \left(\frac{\partial^2 w_2}{\partial x \partial y} \right)^2 \right\} dx dy \quad (2.31)$$

$$\Delta T_1 = \frac{1}{2} t \int_0^L \int_0^h \left\{ \sigma_1(x, y) \left(\frac{\partial w_1}{\partial x} \right)^2 - 2\tau_1(y) \frac{\partial w_1}{\partial x} \frac{\partial w_1}{\partial y} \right\} dx dy \quad (2.32)$$

$$\Delta T_2 = \frac{1}{2} t \int_0^L \int_0^b \left\{ \sigma_2(x, y) \left(\frac{\partial w_2}{\partial x} \right)^2 - 2\tau_1(y) \frac{\partial w_2}{\partial x} \frac{\partial w_2}{\partial y} \right\} dx dy \quad (2.33)$$

ここに、 E はヤング係数、 ν はポアソン比($\nu = 0.3$)、 h は板の高さ、 b は板の幅、 t は板厚、 L は材長、 w_i は変位関数、 $\sigma_i(x, y)$ は垂直応力関数、 $\tau_i(y)$ はせん断応力関数である。 y 方向の積分区間については、長辺は 0 から h 、短辺は 0 から b である。

次に板要素長辺を弾性支持としたときの隣接する板要素の回転剛性とねじり剛性を考慮したひずみエネルギーを示す^{22), 46)}。なお、弾性支持の回転剛性は単純支持で純曲げを受けする場合であり、 $M/\theta (= 2D/b, 2D/h)$ で表される。また、弾性支持のねじり剛性は純ねじりの場合であり、 $GJ (= 2bD(1-\nu), 2hD(1-\nu))$ で表される。ここに、 G はせん断弾性係数、 J はサンブナンねじり定数である。隣接する板要素の回転剛性とねじり剛性を考慮したひずみエネルギーは式(2.34)、(2.35)によって表される。

$$\begin{aligned} \Delta U_1 = & \frac{1}{2} \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)} \int_0^L \int_0^h \left\{ \left(\frac{\partial^2 w_1}{\partial x^2} \right)^2 + \left(\frac{\partial^2 w_1}{\partial y^2} \right)^2 + 2\nu \frac{\partial^2 w_1}{\partial x^2} \frac{\partial^2 w_1}{\partial y^2} + 2(1-\nu) \left(\frac{\partial^2 w_1}{\partial x \partial y} \right)^2 \right\} dx dy \\ & + \frac{1}{4} 2b(1-\nu) \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)} \int_0^L \left\{ \left(\frac{\partial^2 w_1}{\partial x \partial y} \Big|_{y=0} \right)^2 + \left(\frac{\partial^2 w_1}{\partial x \partial y} \Big|_{y=h} \right)^2 \right\} dx \\ & + \frac{1}{4} \frac{12}{b} \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)} \int_0^L \left\{ \left(\frac{\partial w_1}{\partial y} \Big|_{y=0} \right)^2 + \left(\frac{\partial w_1}{\partial y} \Big|_{y=h} \right)^2 \right\} dx \end{aligned} \quad (2.34)$$

$$\begin{aligned} \Delta U_2 = & \frac{1}{2} \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)} \int_0^L \int_0^b \left\{ \left(\frac{\partial^2 w_2}{\partial x^2} \right)^2 + \left(\frac{\partial^2 w_2}{\partial y^2} \right)^2 + 2\nu \frac{\partial^2 w_2}{\partial x^2} \frac{\partial^2 w_2}{\partial y^2} + 2(1-\nu) \left(\frac{\partial^2 w_2}{\partial x \partial y} \right)^2 \right\} dx dy \\ & + \frac{1}{4} 2h(1-\nu) \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)} \int_0^L \left\{ \left(\frac{\partial^2 w_2}{\partial x \partial y} \Big|_{y=0} \right)^2 + \left(\frac{\partial^2 w_2}{\partial x \partial y} \Big|_{y=b} \right)^2 \right\} dx \\ & + \frac{1}{4} \frac{12}{h} \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)} \int_0^L \left\{ \left(\frac{\partial w_2}{\partial y} \Big|_{y=0} \right)^2 + \left(\frac{\partial w_2}{\partial y} \Big|_{y=b} \right)^2 \right\} dx \end{aligned} \quad (2.35)$$

板要素の変位関数については、長辺の境界条件を単純支持あるいは固定支持とする。なお、長辺の境界条件を弾性支持とする場合の変位関数は安全側を考慮するため、長辺単純支持の場合と同様とする。板要素 i の変位関数 w_i は式(2.36)～(2.40)と定める。部材両端の境界条件については、式(2.38)に示すとおり、単純支持あるいは固定支持としている。

$$w_1 = \sum_{m=1}^M \sum_{n=1}^N a_{mn} \mu_m \nu_{n1} \quad (2.36)$$

$$w_2 = \sum_{m=1}^M \sum_{n=1}^N a_{mn} \mu_m \nu_{n2} \quad (2.37)$$

$$\mu_m = \begin{cases} \sin \frac{m\pi x}{L} & (\text{Simply supported at both ends}) \\ \sin \frac{\pi x}{L} \sin \frac{m\pi x}{L} & (\text{Clamped at both ends}) \end{cases} \quad (2.38)$$

$$v_{n1} = \begin{cases} \sin \frac{n\pi y}{h} & (\text{Simply and elastically supported along longitudinal edges}) \\ \sin \frac{\pi y}{h} \sin \frac{n\pi y}{h} & (\text{Clamped along longitudinal edges}) \end{cases} \quad (2.39)$$

$$v_{n2} = \begin{cases} \sin \frac{n\pi y}{b} & (\text{Simply and elastically supported along longitudinal edges}) \\ \sin \frac{\pi y}{b} \sin \frac{n\pi y}{b} & (\text{Clamped along longitudinal edges}) \end{cases} \quad (2.40)$$

ここに、 m と n は自然数、 M と N は波数、 a_{mn} は係数、 μ_m は x の関数、 v_{n1} 、 v_{n2} は y の関数、 h は板の高さ、 b は板の幅、 t は板厚、 L は材長である。

以上は板要素の長辺を単純・弾性・固定支持とした座屈解析の概要であり、上記の座屈条件式を用いた座屈固有値解析により長辺を単純・弾性・固定支持としたときの座屈耐力の算出が可能である。

エネルギー法の座屈条件式によって得られる座屈耐力は、変位関数における波数の影響を受けるため、座屈耐力と波数の関係を検討する。波数が大きくなると座屈耐力は収束するが、座屈耐力の収束は両端境界条件・応力状態・部材形状の影響を受けると考えられる。そこで、両端境界条件は両端単純支持と両端固定支持を検討する。応力状態はせん断曲げ・圧縮・二軸曲げを考慮する。板要素辺長比は $3 \cdot 10 \cdot 20$ の3種類、断面辺長比は $0.3 \cdot 0.5 \cdot 1.0$ の3種類を検討する。

図 2.4、2.5 に最大曲げ応力度に対する座屈係数 k と軸方向の波数 M の関係を示す。図 2.4 の荷重条件は逆対称曲げ($\beta=2$)であり、圧縮は作用しておらず、加力角度は 0 度である。また、図(A)には両端単純支持の場合、図(B)には両端固定支持の場合を示す。さらに、図(a)には板要素辺長比が 3 の場合、図(b)には板要素辺長比が 10 の場合、(c)には板要素辺長比が 20 の場合を示す。図では、断面辺長比と周方向の波数をパラメータとしている。図から、断面辺長比や周方向の波数によらず、軸方向の波数がある値以上になると座屈係数 k はほとんど変化しない。図(a)から、板要素辺長比が 3 の場合、両端の境界条件によらず軸方向の波数が 6 程度から収束し始めている。次に、図(b)から、板要素辺長比が 10 の場合、両端の境界条件によらず軸方向の波数が 20 程度から収束し始めている。さらに、図(c)から、板要素辺長比が 20 の場合、両端の境界条件によらず軸方向の波数が 40 程度から収束し始めている。つまり、いずれの条件についても板要素辺長比の 2 倍程度から収束し始めるため、軸方向の波数を板要素辺長比の 4 倍とすれば十分妥当な解が得られる。また、図(A)と(B)の各図から両端が単純支持の場合と固定支持の場合を比較すると収束するために必要な波数に明確な差が見られないことが分かる。

次に、図 2.5 に圧縮と二軸曲げを受ける場合を示す。荷重条件は、図(A)は純曲げ($\beta=0$)・圧縮($p=0.5$)・二軸曲げ($\alpha=45, 90 \text{ deg.}$)の場合、図(B)は逆対称曲げ($\beta=2$)・圧縮($p=0.5$)・二

軸曲げ($\alpha = 45, 90 \text{ deg.}$)の場合, 図(C)は純圧縮($p = 1$)の場合である. 部材両端の境界条件は, 固定支持としており, 部材形状については断面辺長比が $0.3 \cdot 0.5 \cdot 1.0$ で板要素辺長比が 10 である. 図から, 荷重条件によらずに軸方向の波数を板要素辺長比の 4 倍とすれば十分妥当な解が得られる. そこで軸方向の波数を式(2.41)と定める.

$$M = 4\lambda \quad (2.41)$$

ここに, λ は板の高さに対する辺長比($\lambda = L/h$)である.

図 2.6, 2.7は最大曲げ応力度に対する座屈係数 k と周方向の波数 N の関係である. 図 2.6 の荷重条件は逆対称曲げ($\beta=2$)であり, 加力角度は 0 度で圧縮は作用していない. また, 図 (a)には両端単純支持の場合, 図(b)には両端固定支持の場合を示す. 図では, 軸方向の波数を式(2.41)としており, 断面辺長比と板要素辺長比をパラメータとしている. 図から, 断面辺長比や板要素辺長比によらず周方向の波数を 4 程度以上とすれば十分妥当な結果が得られることが分かる. また, 図(a), (b)から両端が単純支持の場合と固定支持の場合を比較すると収束するために必要な波数に明確な差は見られないことが分かる.

次に, 図 2.7 に圧縮と二軸曲げを受ける場合を示す. 荷重条件は, 図(A)は純曲げ($\beta=0$)・圧縮($p=0.5$)・二軸曲げ($\alpha=45, 90 \text{ deg.}$)の場合, 図(B)は逆対称曲げ($\beta=2$)・圧縮($p=0.5$)・二軸曲げ($\alpha=45, 90 \text{ deg.}$)の場合, 図(C)は純圧縮($p=1$)の場合である. 部材両端の境界条件は, 固定支持としており, 部材形状については, 断面辺長比が $0.3 \cdot 0.5 \cdot 1.0$ で板要素辺長比が 10 である. 図から, 荷重条件によらずに 8 程度で十分妥当な解が得られる. 図から, 荷重条件によらずに周方向の波数を 4 程度とすれば十分妥当な解が得られる. そこで周方向の波数を式(2.42)と定める.

$$N = 8 \quad (2.42)$$

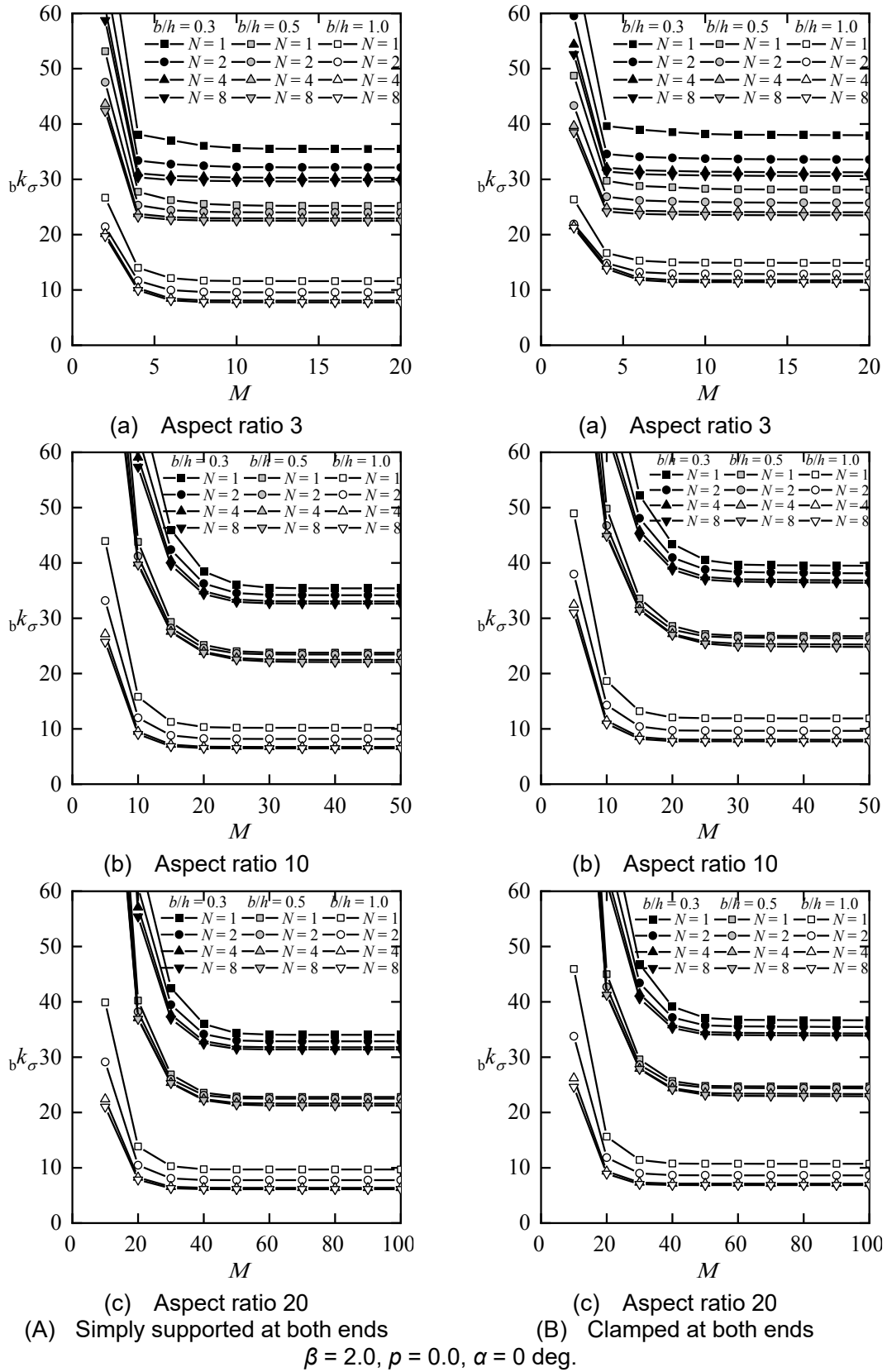


Fig. 2.4 Effects of boundary condition at both ends and aspect ratio of plate element on convergence of buckling coefficient to M

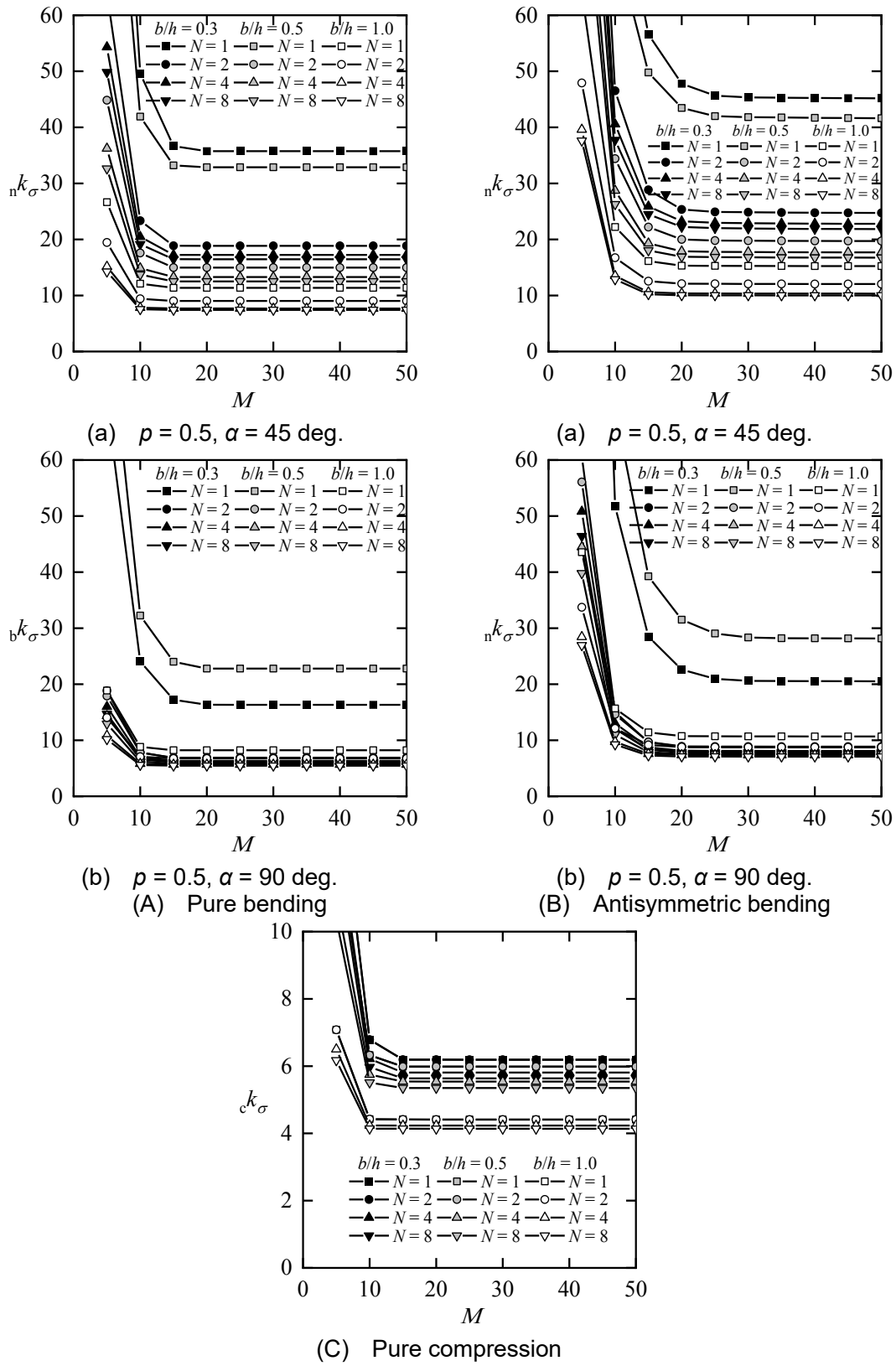


Fig. 2.5 Effects of loading condition on convergence of buckling coefficient to M

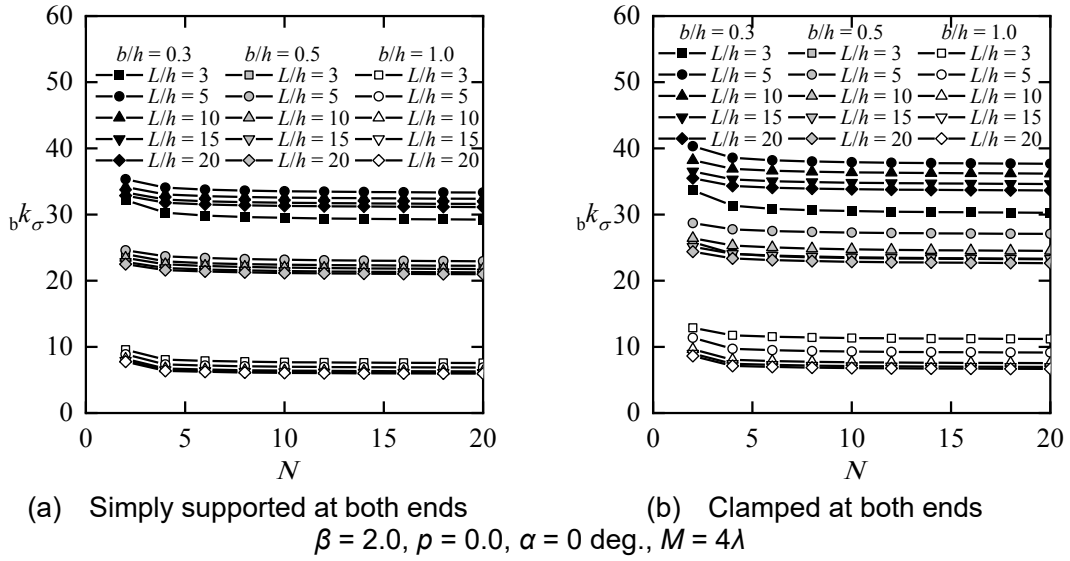
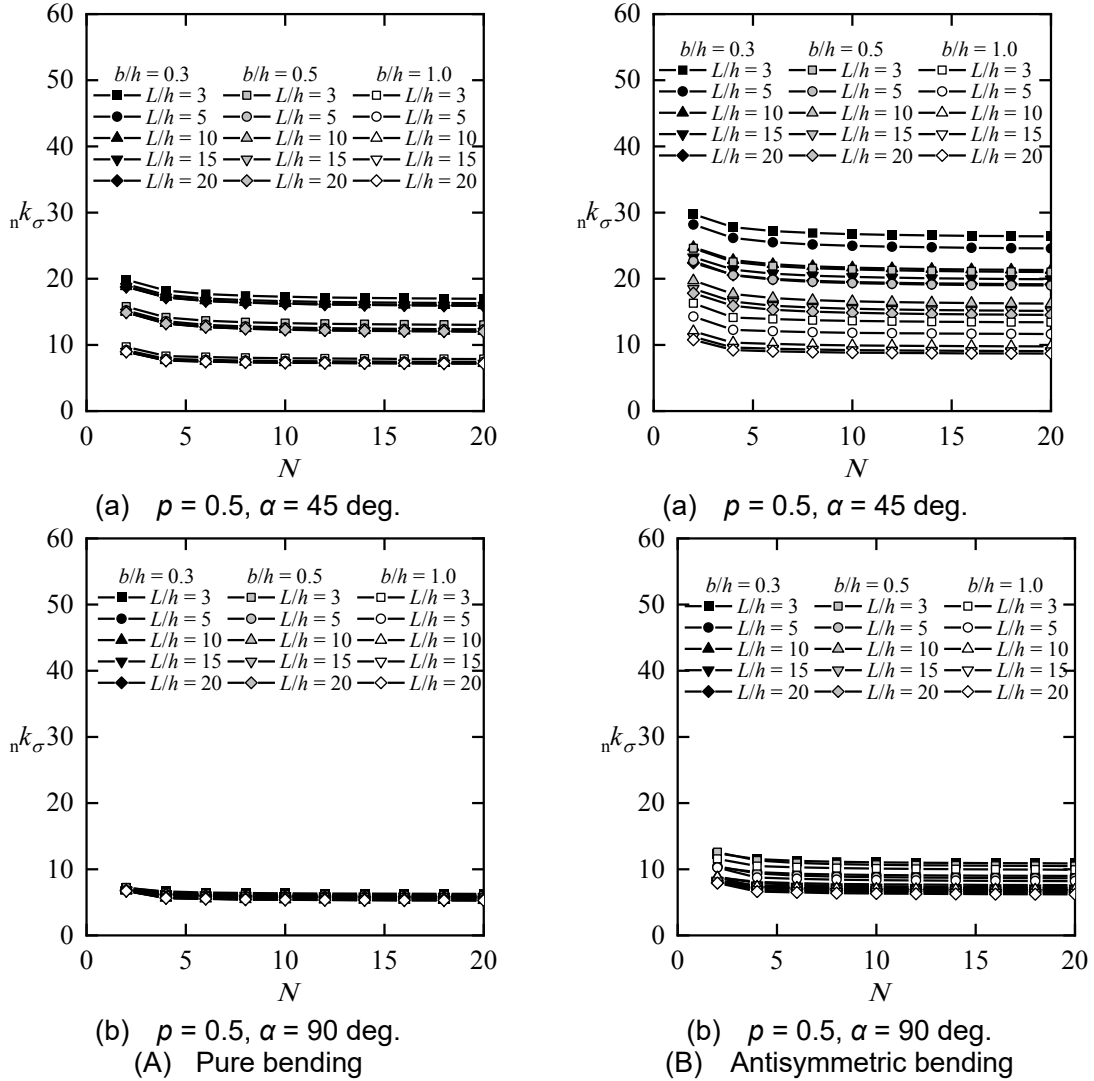
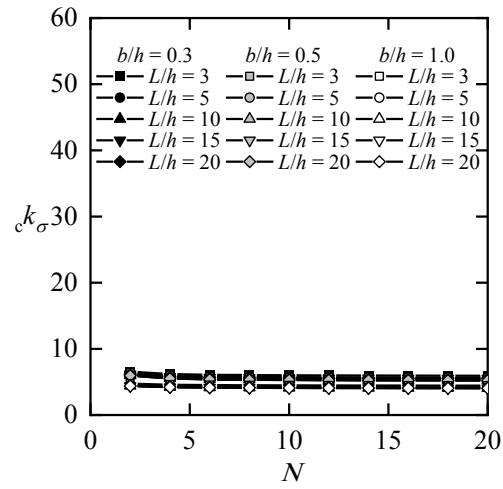


Fig. 2.6 Effects of boundary condition at both ends and aspect ratio of plate element on convergence of buckling coefficient to N





(C) Pure compression
Clamped at both ends, $M = 4\lambda$

Fig. 2.7 Effects of loading condition on convergence of buckling coefficient to N

2.2.2 有限要素法

本項では、有限要素法座屈固有値解析の概要を示す。本研究では、有限要素解析に汎用プログラム Abaqus を使用している。図 2.8 に有限要素法解析モデルを示す。図のように解析モデルは 4 節点シェル要素で構成されている。解析モデルの境界条件は、一端を z 軸回りの回転のみを自由 (x, y, z 変位：固定, θ_x, θ_y 回転：固定) とし、他端を y 方向変位と z 軸回りの回転のみを自由 (x, z 変位：固定, θ_x, θ_y 回転：固定) としている。荷重条件は一端に曲げモーメント M を、他端に曲げモーメント $(1-\beta)M$ を作用させており、曲げモーメント勾配 β を変化させることでせん断曲げを生じさせている。また、他端に軸力 P を加えることで圧縮を作用させている。なお、付録 A.1 に有限要素法のメッシュ分割数による解の収束性を示す。十分に解が収束していることを確認したうえで、要素分割数を角部曲率半径が無い場合には周方向にウェブを 20 分割、フランジをシェル要素が正方形に近づくように 6~20 の任意の分割数としている。また、角部曲率半径を有する場合には角部を 4 分割している。また、軸方向に平板部と角部を板要素辺長比の 20 倍で分割している。

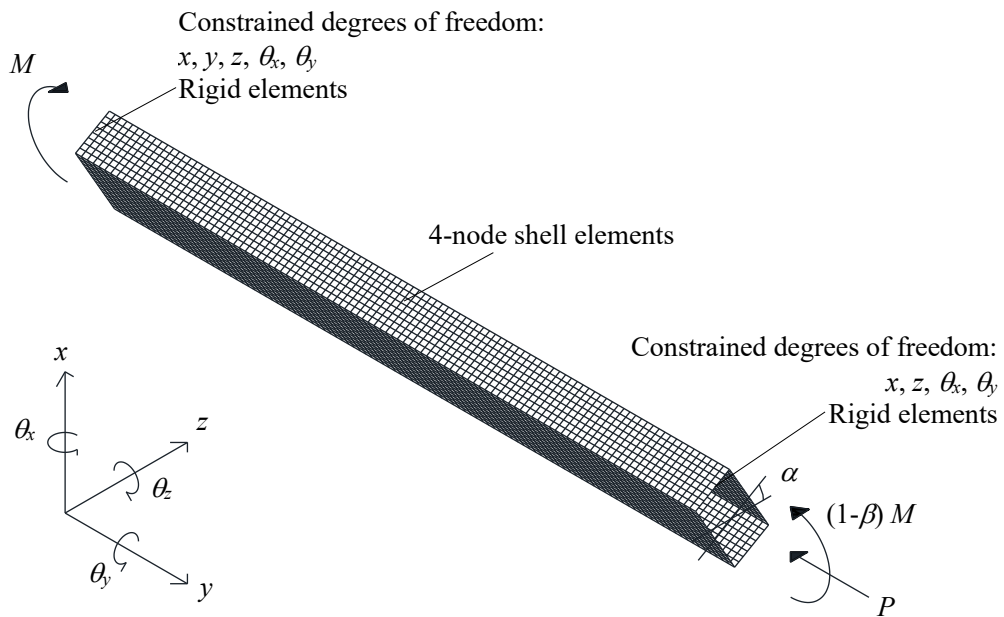
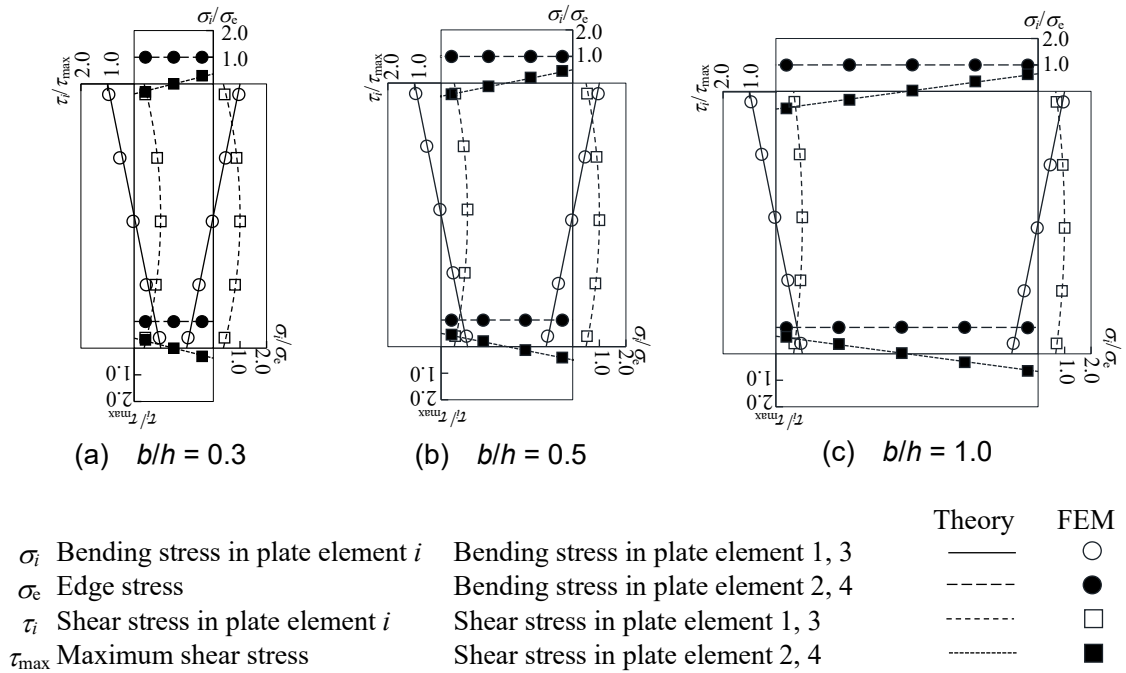


Fig. 2.8 Finite element model of rectangular hollow section members

2.2.3 応力関数の妥当性

ここで、理論的に導いた応力度分布式の妥当性を調べるため、図 2.9 に座屈解析で仮定した応力度分布と有限要素解析で得られた応力度分布を示す。荷重条件は逆対称曲げ($\beta=2$)であり、圧縮は作用しておらず、加力角度は 0 度である。部材形状は断面辺長比が 0.3, 0.5, 1.0 であり、板要素辺長比は 10 である。図には、曲げ応力度分布とせん断応力度分布を示しており、理論値を線で数値解析値をプロットで表している。なお、数値解析値は座屈耐力の 50%に到達した時の断面内の応力度である。図から、応力度の理論値と数値解析値は比較的精度良く対応しており、本研究の応力度分布式は妥当である。



*Definition of each plate element is shown in Fig. 2. **Positive stress is shown on the outside of the member cross-section and negative stress is shown on the inside.

Fig. 2.9 Stress distribution in rectangular hollow section members under shear bending

2.3 座屈固有値解析の結果

本節では、長方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力を決定する主要因子の影響を明らかにする。ここに、座屈耐力決定因子は板要素境界条件・応力状態・部材形状である。

2.3.1 板要素境界条件の影響

本項では、長方形中空断面部材の座屈耐力と座屈モードに及ぼす板要素長辺の境界条件の影響をエネルギー法と有限要素解析による座屈固有値解析で検討する。

図 2.10, 2.11 にエネルギー法による長辺が単純支持、隣接する板要素の回転剛性とねじり剛性を考慮した弾性支持、固定支持の場合及び板要素連成効果を考慮した場合の座屈係数を示す。座屈耐力を比較するため、最大曲げ応力度に対する座屈係数をすべて板要素 1 のウェブの幅で算出している。なお、単独の板要素は図 2.2 に示す板要素番号と長辺境界条件によって表されている。また、板要素連成効果を考慮した解析結果は●であり、有限要素法による解析結果も◇で表している。荷重条件は純曲げ($\beta = 0$)または逆対称曲げ($\beta = 2$)であり、圧縮は作用しておらず加力角度は 0 度である。まず、図 2.10 に両端単純支持における座屈係数と板要素辺長比の関係を示す。図(A)は純曲げ($\beta = 0$)であり、図(B)は逆対称曲げ($\beta = 2$)である。図(a)の断面辺長比が 0.3 の場合、板要素 1 のウェブと板要素 2 のフランジの座屈係数を比較するとウェブの座屈係数の方が小さい。つまり、部材の座屈耐力はウェブによって決定される。また、板要素連成を考慮した座屈係数は長辺の境界条件を単純支持と固定支持とした場合の間に位置していることが分かる。そして図(A)(a)から、純曲げを受ける場合、板要素辺長比によらず板要素連成を考慮した座屈係数は、長辺の境界条件を固定支持とした場合よりも単純支持とした場合の方に近い。一方で、図(B)(a)から、逆対称曲げを受ける場合、板要素辺長比が 5 程度以上の範囲で板要素連成を考慮した座屈係数は、長辺の境界条件を固定支持とした場合よりも単純支持とした場合の方に近い。次に、図(b)の断面辺長比が 0.5 の場合、板要素辺長比が 5 程度以上の範囲で板要素 1 のウェブと板要素 2 のフランジの座屈係数を比較するとフランジの座屈係数の方が小さい。つまり、部材の座屈耐力はフランジによって決定される。そして図(A)(b)から、純曲げを受ける場合、板要素辺長比によらず板要素連成を考慮した座屈係数は、長辺の境界条件を固定支持とした場合よりも単純支持とした場合の方に近い。一方で、図(B)(b)から、逆対称曲げを受ける場合、板要素辺長比が 5 程度以上の範囲で板要素連成を考慮した座屈係数は、長辺の境界条件を固定支持とした場合よりも単純支持とした場合の方に近い。さらに、図(c)の断面辺長比が 1.0 の場合、板要素辺長比が 3 程度以上の範囲でウェブとフランジの座屈係数を比較するとフランジの座屈係数の方が小さい。つまり、部材の座屈耐力はフランジによって決定される。また、板要素連成を考慮した座屈係数は長辺が単純支持の座屈係数と固定支持の座屈係数のほぼ中間に位置している。このように、板要素長辺の境界条件は断面辺長比によって変化することが分かる。

図 2.11 に両端固定支持における座屈係数と板要素辺長比の関係を示す。図から、両端単純支持における座屈係数よりも少し大きな座屈係数となっているものの、図 2.10 で示した

傾向と同様である。また、既往の研究ではセン断曲げあるいは圧縮を受ける平板について、板要素辺長比が大きい部材は両端の固定度による影響はほとんどないことが明らかにされている²²⁾。そこで、本研究では両端固定支持された長方形中空断面部材の座屈耐力を主として検討する。

板要素長辺の境界条件は断面辺長比によって変化することが確認された。そこで、板要素長辺の境界条件に及ぼす断面辺長比の影響を明らかにするため、図 2.12 に逆対称曲げ($\beta=2$)が作用する場合の曲げ座屈係数と断面辺長比の関係を示す。なお、部材形状については板要素辺長比が 10 である。図から板要素連成を考慮した座屈係数は断面辺長比が 0.1 から 0.4 に近づくにつれて長辺が固定支持の座屈係数から単純支持の座屈係数に近づき、断面辺長比が 0.4 の時に最も長辺が単純支持の座屈係数に近くなる。このことは、既往の研究と同様な傾向であるといえる³⁹⁾。また、断面辺長比の増大に伴い板要素連成を考慮した座屈係数は長辺が単純支持と固定支持のほぼ中間に位置していることが分かる。

次に、板要素長辺の境界条件に及ぼす軸力比の影響を調べるため、図 2.13 に逆対称曲げ($\beta=2$)と圧縮が作用する場合の圧縮座屈係数と曲げ座屈係数の関係を示す。なお、図の横軸が 0 の場合は逆対称曲げのみの状態、縦軸が 0 の場合は圧縮のみの状態である。また、部材形状については断面辺長比が 0.3 と 1.0 であり、板要素辺長比は 10 である。図から断面辺長比が 1.0 の時、軸力が無い場合に単純支持と固定支持のほぼ中間にある板要素連成を考慮した座屈係数は作用軸力が大きくなると長辺が単純支持の座屈係数に近づくことが分かる。このことは、既往の研究と同様な傾向である³¹⁾。一方で、断面辺長比が 0.3 の時、軸力が無い場合に単純支持に近い板要素連成を考慮した座屈係数は、作用軸力が大きくなると単純支持と固定支持の座屈係数のほぼ中間に近づくことが分かる。

さらに、純圧縮時の板要素長辺の境界条件に及ぼす断面辺長比の影響を明らかにするため、図 2.14 に圧縮座屈係数と断面辺長比の関係を示す。図から、板要素連成を考慮した座屈係数は、断面辺長比が 0.1 から 1.0 に近づくにつれて長辺が固定支持の座屈係数から単純支持の座屈係数に近づく。そして、断面辺長比が 1.0 の時に単純支持の座屈係数とほぼ同等となる。なお、純圧縮を受ける場合の板要素連成を考慮した座屈係数は既往の研究と良い対応を示すことを確認している¹²⁾。

以上のように、長辺の境界条件は部材内応力度や部材形状の影響を受けるため、任意の応力状態及び部材形状の座屈耐力を把握するためには長辺に板要素連成を考慮する必要がある。なお、図 2.10～2.14 の各図からエネルギー法による板要素連成を考慮した座屈係数は有限要素法による座屈係数と対応が良く、本研究で得られた座屈係数は妥当である。一方で、本論文で提案した板要素の境界条件を弾性支持とした場合の座屈係数は板要素連成を考慮した座屈係数と比較して、詳細な傾向を十分には捉えることができないといえる。

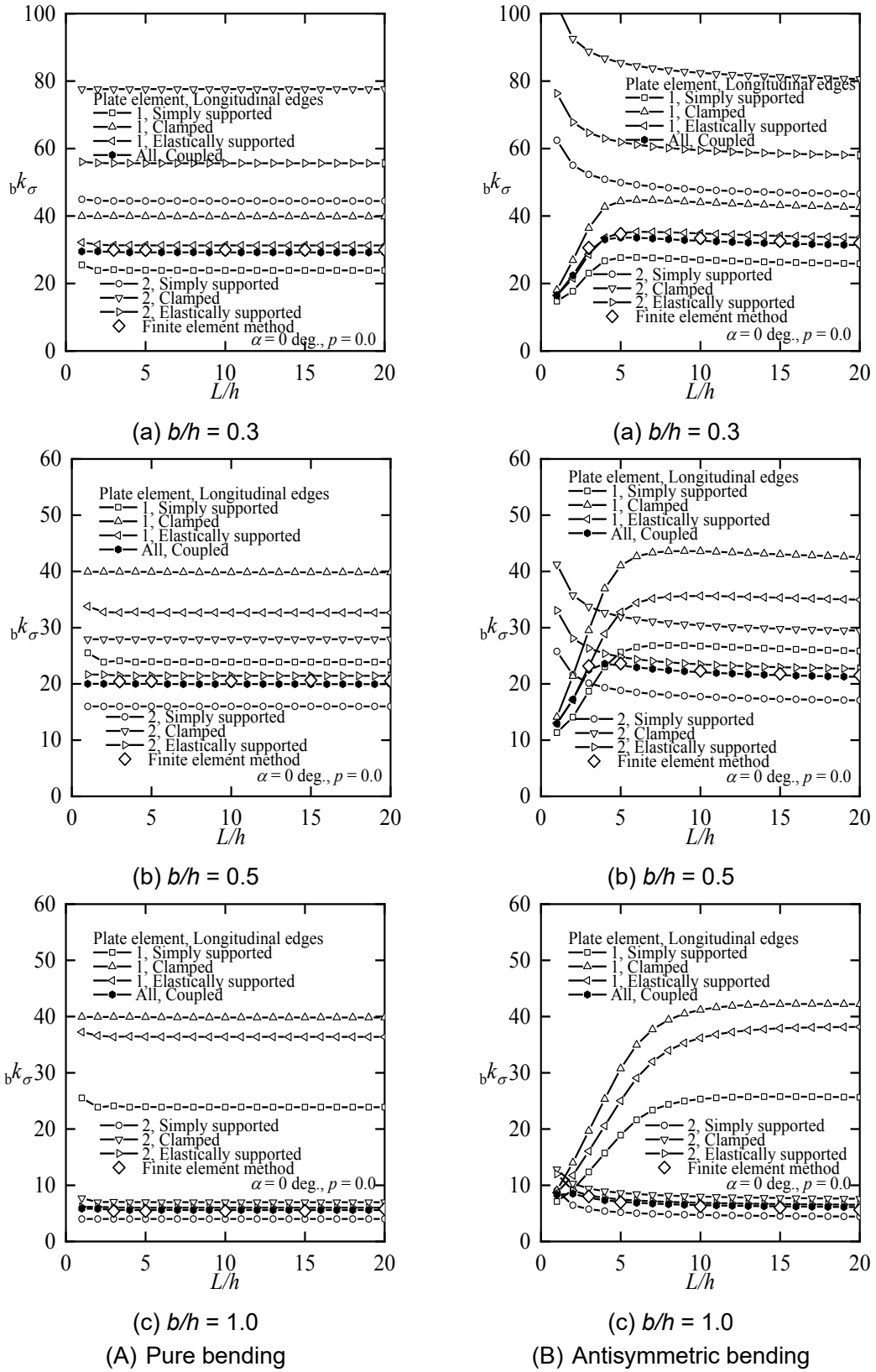


Fig. 2.10 Relationship buckling coefficient–aspect ratio with simply supported at both ends

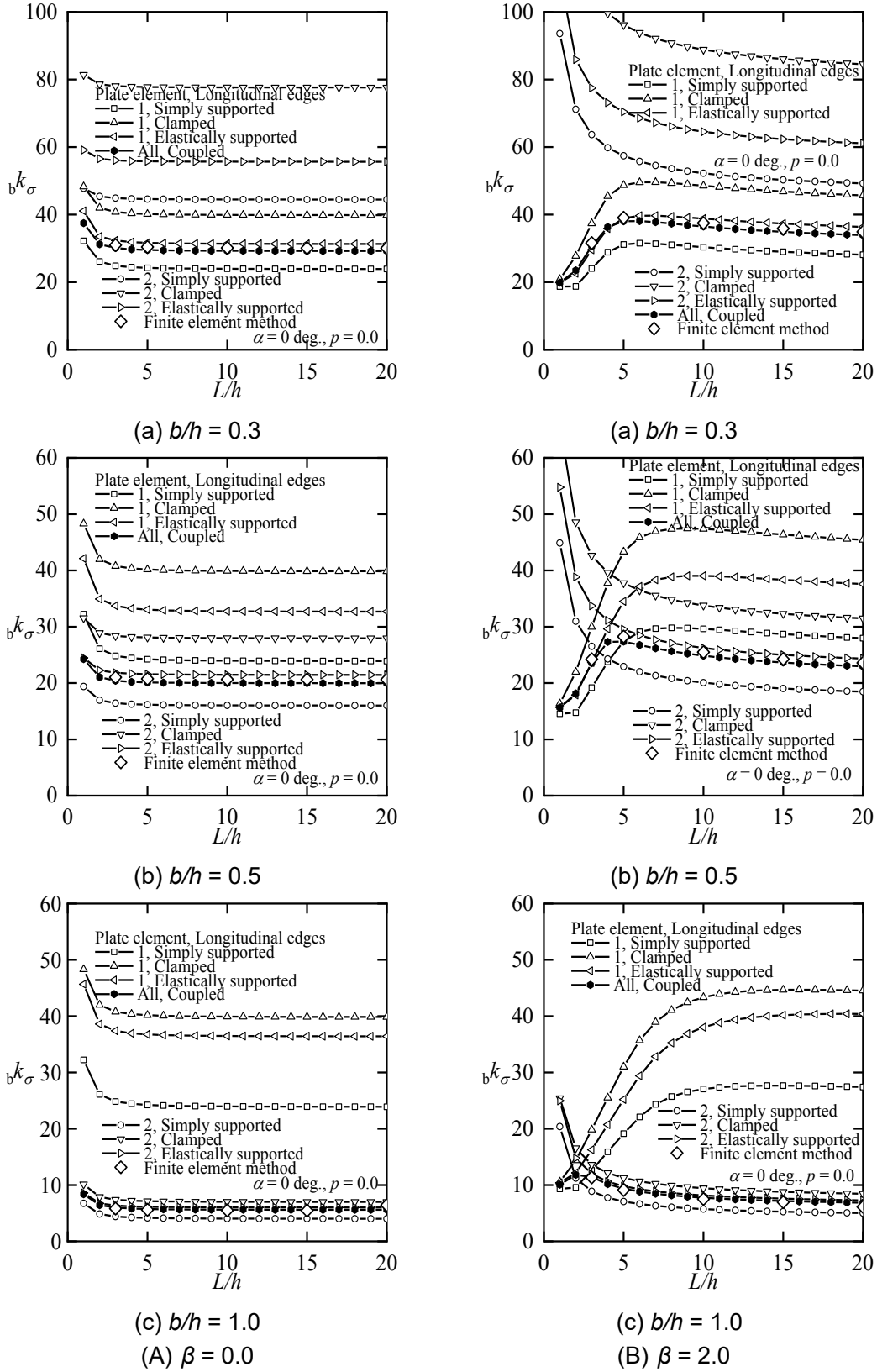


Fig. 2.11 Relationship buckling coefficient–aspect ratio with clamped at both ends

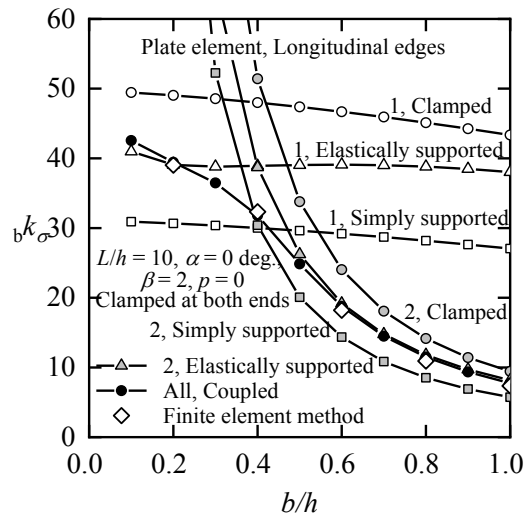


Fig. 2.12 Bending coefficient–aspect ratio of cross section relationship

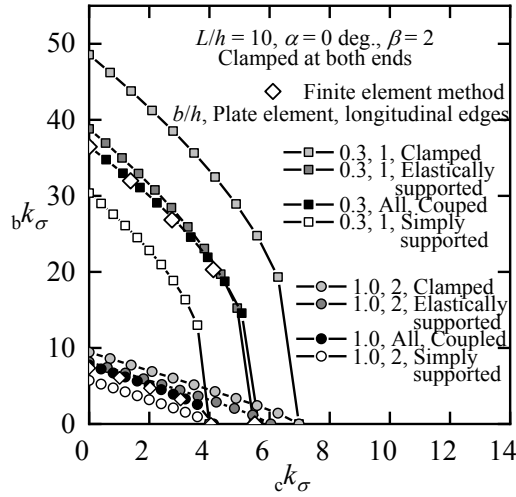


Fig. 2.13 Compressive coefficient–bending coefficient relationship

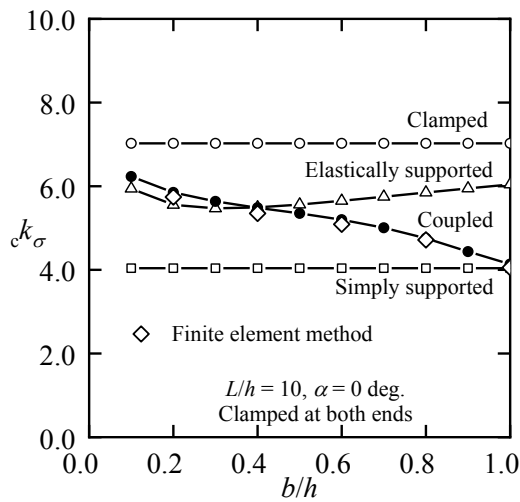


Fig. 2.14 Compressive coefficient–aspect ratio of cross section relationship

次に、座屈波形に及ぼす板要素長辺の境界条件の影響を明らかにするため、図 2.15 にエネルギー法により得られた長辺を単純支持、弾性支持、固定支持とした座屈波形及び板要素連成を考慮した座屈波形の一例を示す。それぞれの図で最大面外変位量が 1 となるように基準化している。なお、有限要素法により得られた座屈波形も示している。荷重条件は逆対称曲げ($\beta = 2$)と圧縮($p = 0.3$)を受ける場合である。部材形状は断面辺長比が 0.3 で板要素辺長比が 10 である。また、エネルギー法により板要素連成を考慮した断面の変形及び有限要素法による断面の変形も示している。図の座屈波の位置と大きさから、弾性支持の座屈波形及び板要素連成を考慮した座屈波形は板要素長辺の境界条件が単純支持の座屈波形と固定支持の座屈波形の間になっていることが分かる。また、エネルギー法と有限要素法により得られた断面の変形を比較すると良く対応していることが分かる。つまり、エネルギー法による理論解析の妥当性は座屈波形からも確認できる。

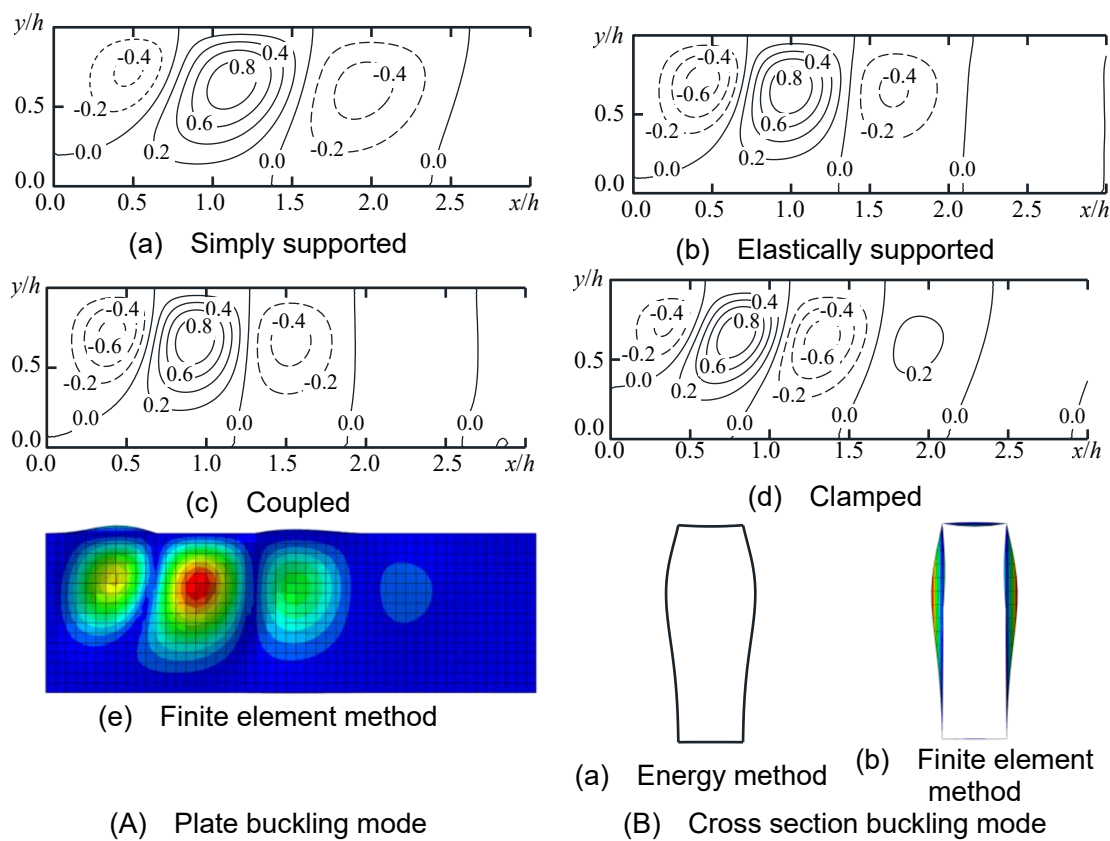


Fig. 2.15 Effects of boundary conditions along longitudinal edges on buckling modes

2.3.2 荷重条件の影響

ここから、エネルギー法による板要素連成を考慮した座屈耐力と既往の研究値との比較を行う。図 2.16 にせん断曲げ($\beta \neq 0$)を受ける場合の座屈係数と板要素辺長比の関係を示す。図 2.16(a)は断面辺長比が 0.3 の場合の結果である。図中の点線は、現行の曲げ材ウェブの許容応力度や幅厚比制限値の計算に用いられる、純せん断を受ける四辺単純支持平板の座屈係数 5.34 である⁴⁵⁾。なお、比較のため、図の縦軸はせん断座屈係数で算出している。また、板要素連成を考慮した純せん断を受ける場合の座屈係数も示している。図から、せん断曲げを受ける場合の座屈係数は板要素辺長比の大きい範囲で曲げが卓越することにより、四辺単純支持された純せん断を受ける場合の座屈係数及び板要素連成を考慮した純せん断を受ける場合の座屈係数を下回ることが分かる。このように、せん断曲げの影響を考慮せずに応力状態を簡略化すると正確な座屈耐力が得られないことが分かる。

次に、図 2.16(b)は断面辺長比が 0.5 の場合の結果である。図中の点線は、現行の曲げ材フランジの有効断面積や幅厚比制限値の計算に用いられる^{3), 45)}。純圧縮を受ける四辺単純支持平板の座屈係数 4 である。なお、比較のため、図中の縦軸は曲げ座屈係数 k_σ を全て板要素 2 のフランジの幅で算出している。また、板要素連成を考慮した純圧縮を受ける場合の座屈係数も示している。図から、せん断曲げを受ける場合の座屈係数は、板要素辺長比が 4 程度以上で四辺単純支持された純圧縮を受ける場合の座屈係数及び板要素連成を考慮した純圧縮を受ける場合の座屈係数よりも大きい。すなわち、断面辺長比の影響も考慮しなければ正確な座屈耐力が得られないといえる。

ここで、荷重条件の影響を考慮した座屈性状を明らかにするため、図 2.17 に曲げモーメント勾配をパラメータとした曲げ座屈係数と板要素辺長比の関係を示す。なお、曲げモーメント勾配が 0 の場合には純曲げ、2 の場合には逆対称曲げが作用している(図 2.1)。図から、断面辺長比によらず板要素辺長比が 5 以上の範囲では曲げモーメント勾配の増大に伴い座屈係数は大きくなる。一方で、曲げモーメント勾配が大きい場合、座屈係数に及ぼす板要素辺長比の影響は板要素辺長比が小さい範囲と大きい範囲で異なることが分かる。これは、局部座屈形式がせん断座屈から曲げ座屈へと変化することが影響していると考えられる。

そこで座屈波形の一例として、図 2.18 に断面辺長比が 0.3 で板要素辺長比が 3 と 10 のウェブの座屈波形、及び断面辺長比が 0.5 で板要素辺長比が 10 のフランジの座屈波形を示す。なお、図の座屈波形はエネルギー法による座屈解析で得られている。荷重条件は純曲げ($\beta = 0$)と逆対称曲げ($\beta = 2$)であり、圧縮は作用していない。まず、図 2.18(A)から、断面辺長比が 0.3 のウェブの波形は純曲げが作用する場合は圧縮領域である上部に波形が集中していることが分かる。このことは、板要素辺長比によらずに認められる。一方で、逆対称曲げが作用する場合、座屈形式は板要素辺長比が 3 の場合にはせん断型、板要素辺長比が 10 の場合には曲げ型になっていることが分かる。このように、板要素辺長比が小さく曲げモーメント勾配が大きい場合には長方形中空断面部材の座屈形式はせん断型になる。しかし、座屈形式がせん断型になるのは辺長比が小さい場合に限られるため、現実的な長

方形中空断面部材の座屈形式は曲げ型になる。また、図 2.18(B)から断面辺長比が 0.5 で曲げ型の場合、純曲げ時にフランジ板要素は純圧縮状態となり、波形が全域に及んでいる。逆対称曲げが作用する場合は端部に波形が集中していることが分かる。

次に、圧縮の影響を調べるため、図 2.19 に基準化座屈応力度と軸力比の関係を示す。図の縦軸は、純曲げまたはせん断曲げと圧縮による応力状態を考慮した座屈応力度を純圧縮状態の座屈応力度で除した値である。一方で、横軸は圧縮応力度を純圧縮状態の座屈応力度で除した値であり、作用軸力の大きさを表している。図では、曲げモーメント勾配と断面辺長比をパラメータにとっている。図から、純曲げと圧縮またはせん断曲げと圧縮を受ける場合の座屈耐力は、純圧縮を受ける場合の座屈耐力よりも大きいことが分かる。このことは、断面辺長比によらずに認められる。また、軸力比が 0.5 程度でも座屈耐力は軸力比が 0 の場合と比較して大きく低下していないことが分かる。また、圧縮が作用している場合についても同様に曲げモーメント勾配の増大に伴い座屈耐力が増加することが分かる。

以上より、長方形中空断面部材の座屈耐力を正確に評価するためには、曲げモーメント勾配・軸力比の影響を考慮した座屈耐力の算定式が必要であるといえる。

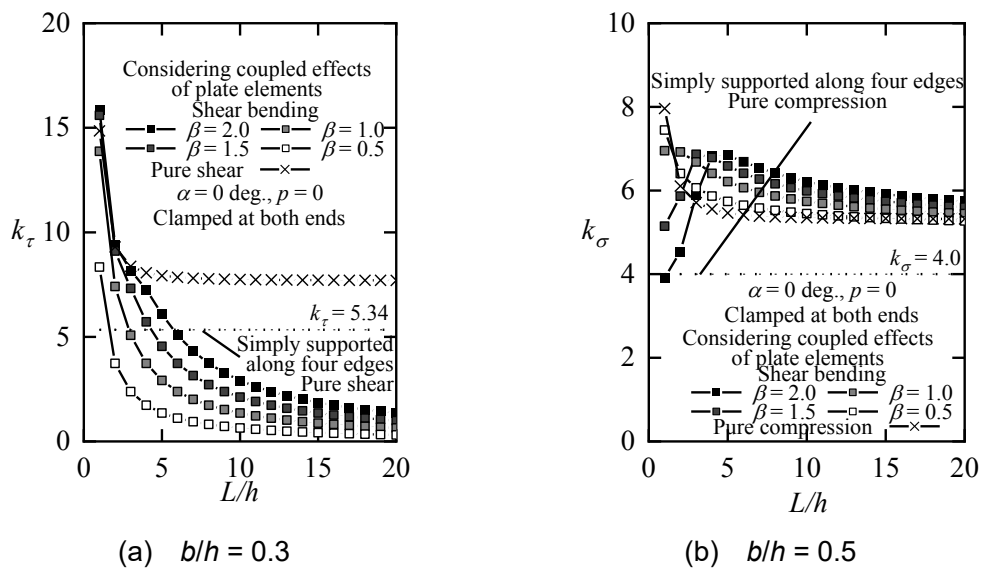


Fig. 2.16 Comparison with previous studies

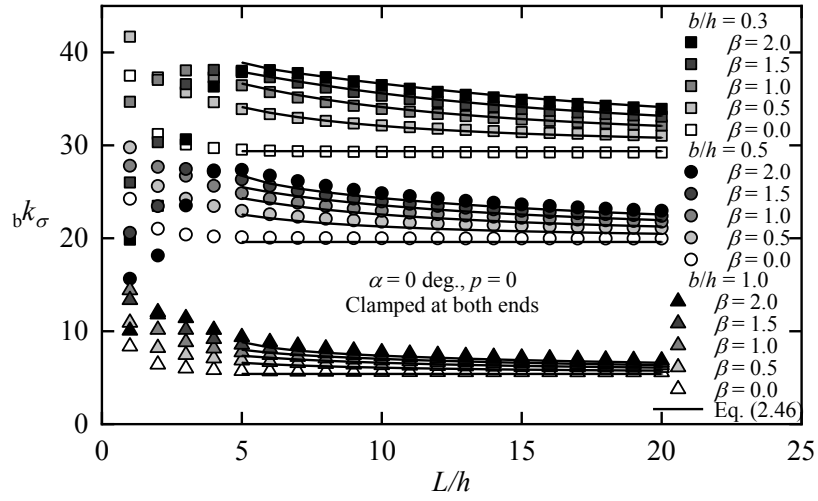
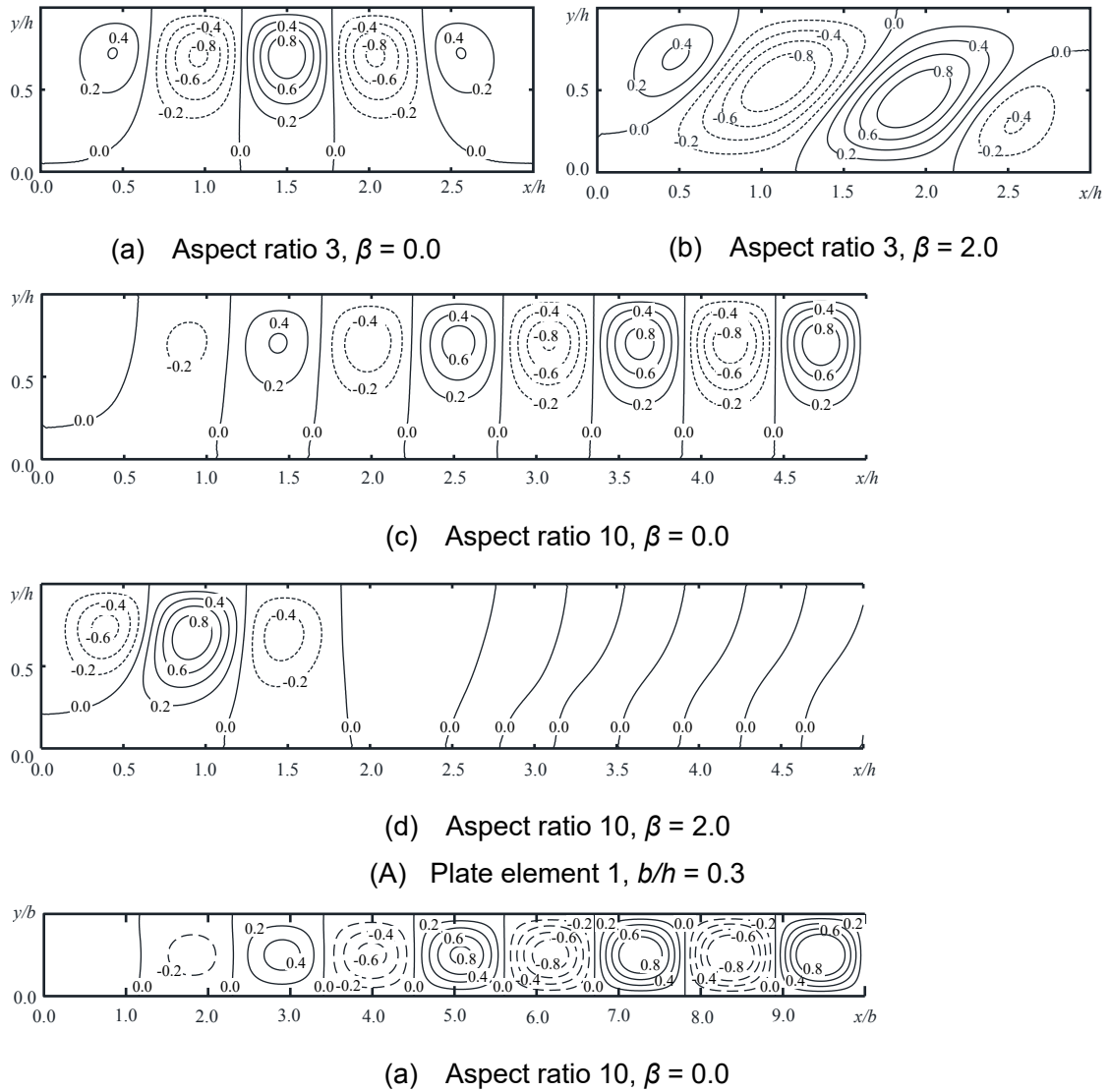
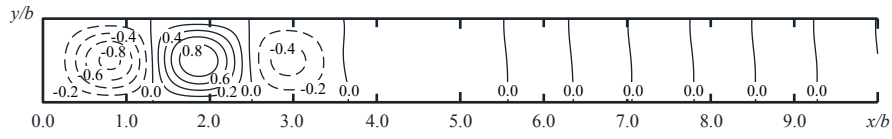


Fig. 2.17 Effects of gradient of bending moment





(b) Aspect ratio 10, $\beta = 2.0$
 (B) Plate element 2, $b/h = 0.5$
 Clamped at both ends, $\alpha = 0 \text{ deg.}$, $p = 0.0$
 Fig. 2.18 Buckling mode by energy method

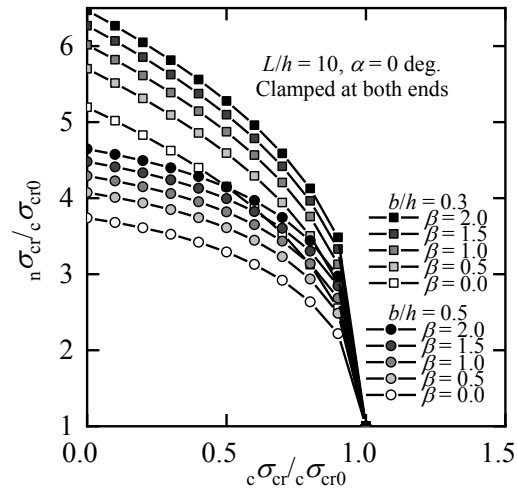


Fig. 2.19 Effects of axial force ratio

2.3.3 部材形状の影響

断面辺長比の影響を調べるため、図 2.20 に曲げ座屈係数と断面辺長比の関係を示す。図では、曲げモーメント勾配をパラメータにとっており、板要素辺長比は 10 である。図から、断面辺長比の増大に伴い、座屈係数は小さくなることが分かる。このことは曲げモーメント勾配によらずに認められる。また、断面辺長比が 0.4 程度で変曲点が見られる。これは、座屈する板要素が変化していることが要因であると考えられる。

そこで、座屈する板要素とその座屈モードを詳細に検討するため、図 2.21 に純曲げやせん断曲げを受ける場合の座屈モードを断面辺長比と基準化曲げモーメント勾配の関係において示す。図から、断面辺長比が 0.1~0.4 の場合にウェブで局部座屈が生じる。また、基準化曲げモーメント勾配が大きい場合にせん断型の座屈モードとなり、基準化曲げモーメント勾配が小さい場合に曲げ型の座屈モードとなる。一方で、断面辺長比が 0.5~1.0 の時は概ねフランジで局部座屈が生じる。また、基準化曲げモーメント勾配が非常に大きい場合、ウェブのせん断座屈が生じることが分かる。

以上より、長方形中空断面部材の座屈耐力を正確に評価するためには、断面辺長比・板要素辺長比の影響を考慮した座屈耐力の算定式が必要であるといえる。

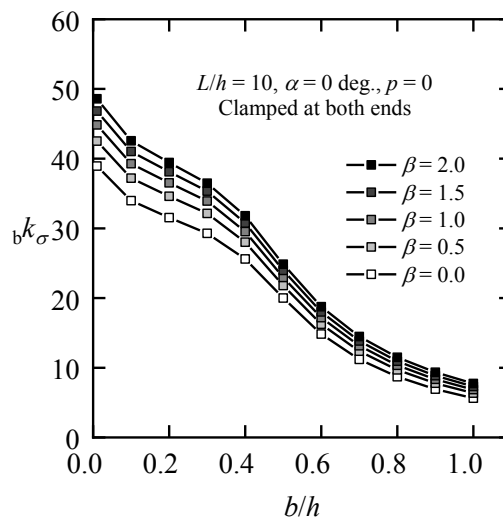


Fig. 2.20 Effects of aspect ratio of cross section on buckling strength

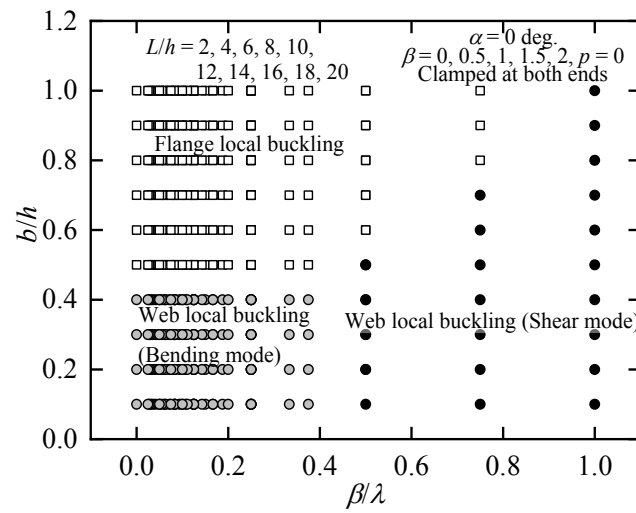


Fig. 2.21 Effects of aspect ratio of cross section on buckling mode

2.4 弾性局部座屈耐力の評価

前節までの検討により、長方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力を正確に評価するためには、板要素連成・応力状態・部材形状の影響を考慮する必要があることが明らかになった。そこで本節では、エネルギー法による板要素連成の解析結果を用いて、曲げモーメント勾配・軸力比・断面辺長比・板要素辺長比の影響を考慮した長方形中空断面部材の座屈耐力を算定する。本研究では、せん断曲げと圧縮を受ける場合の座屈耐力算定を目的とするが、このためにまずせん断曲げあるいは圧縮のみを受ける場合の座屈耐力を算定し、これらの近似式を用いてせん断曲げと圧縮を受ける場合の座屈耐力を算定する。なお、本研究における近似は最小二乗法による。また、本文では両端固定支持された場合を算定するが、付録3に両端単純支持された場合を示す。

ここで、座屈耐力算定式における断面辺長比と板要素辺長比の範囲を定める。断面辺長比の範囲は0.1~1.0までを算定近似式の範囲とする。また、板要素辺長比が小さく曲げモーメント勾配が大きい場合には長方形中空断面部材の座屈形式はせん断型になるが、せん断型が生じる板要素辺長比を検討範囲に含めると座屈耐力算定式が複雑になることが考えられる。そこで、本研究では、簡便な算定式を作成することを意図して、算定式における板要素辺長比の範囲の下限値を5とする。

はじめに、純曲げ($\beta=0$)を受ける場合の座屈耐力を算定する。図2.22(a)に純曲げを受ける場合の曲げ座屈係数と断面辺長比の関係を示す。また、図には小橋らにより提案されている純曲げを受ける長方形中空断面部材の座屈耐力近似式も示している³⁹⁾。図から、純曲げを受ける場合の座屈係数は板要素辺長比の影響をほとんど受けていない。また、既往の研究により提案されている近似式はやや安全側な評価となっていることが分かる。本研究では、より精度の高い近似式の算定を目的とし、図に示す断面辺長比の増大に伴う座屈係数の低下を式(2.43)により近似する。なお、図2.22から、断面辺長比が0.4を境に座屈する板要素が変化していることが認められるため、既往の研究と同様に断面辺長比の範囲を $0 < b/h \leq 0.4$, $0.4 < b/h \leq 1.0$ に分割し近似を行っている。

$$0 < b/h \leq 0.4$$

$${}_b k_{\sigma\beta 0} = -380 \left(\frac{b}{h}\right)^3 + 257 \left(\frac{b}{h}\right)^2 - 77.0 \left(\frac{b}{h}\right) + 39.6 \quad (2.43-a)$$

$$0.4 < b/h \leq 1.0$$

$${}_b k_{\sigma\beta 0} = -22.8 \left(\frac{b}{h}\right)^3 + 95.0 \left(\frac{b}{h}\right)^2 - 131 \left(\frac{b}{h}\right) + 64.2 \quad (2.43-b)$$

ここから、純圧縮を受ける場合の弾性局部座屈耐力を算定する。図2.22(b)に純圧縮を受ける場合の圧縮座屈係数と断面辺長比の関係を示す。また、図には小橋らにより提案されている圧縮を受ける長方形中空断面部材の座屈耐力近似式も示している³⁶⁾。図から、断面辺長比の増大に伴い、圧縮座屈係数は低下していることが分かる。また、既往の研究により提案されている近似式はやや安全側となっている。そこで、本研究ではより精度の高い近似式

の提案を目的とし、断面辺長比の増大に伴う圧縮座屈係数の低下を式(2.44)によって近似する。

$${}_c k_0 = -7.17 \left(\frac{b}{h} \right)^3 + 11.48 \left(\frac{b}{h} \right)^2 - 7.29 \left(\frac{b}{h} \right) + 6.98 \quad (2.44)$$

ここに、 ${}_c k_0$ は純圧縮状態の圧縮応力度に対する座屈係数である。

ここから、せん断曲げ($\beta \neq 0$)を受ける場合の座屈耐力を算定する。曲げモーメント勾配による座屈耐力の上昇率を調べるため、図 2.23 に座屈耐力比と基準化曲げモーメント勾配の関係を示す。この図の縦軸はある曲げモーメント勾配の座屈耐力を曲げモーメント勾配が 0 の座屈耐力で除した座屈耐力比である。図から、各断面辺長比で基準化曲げモーメント勾配の増大に伴い、座屈耐力比が大きくなることが分かる。そこで、曲げモーメント勾配による座屈耐力の上昇率を式(2.45)により近似する。表 2.1 に断面辺長比ごとの係数(A, B, C)を示す。

$$\frac{{}_b \sigma_{cr}}{{}_b \sigma_{cr\beta 0}} = A \left(\frac{\beta}{\lambda} \right)^3 + B \left(\frac{\beta}{\lambda} \right)^2 + C \left(\frac{\beta}{\lambda} \right) + 1 \quad (2.45)$$

式(2.43)、(2.45)及び表 2.1 より、せん断曲げを受ける場合の座屈耐力を式(2.46)で表すことができる。

$0 < b/h \leq 0.4$

$${}_b k_\sigma = \left\{ -380 \left(\frac{b}{h} \right)^3 + 257 \left(\frac{b}{h} \right)^2 - 77.0 \left(\frac{b}{h} \right) + 39.6 \right\} \times \left\{ A \left(\frac{\beta}{\lambda} \right)^3 + B \left(\frac{\beta}{\lambda} \right)^2 + C \left(\frac{\beta}{\lambda} \right) + 1 \right\} \quad (2.46 - a)$$

$0.4 < b/h \leq 1.0$

$${}_b k_\sigma = \left\{ -22.8 \left(\frac{b}{h} \right)^3 + 95.0 \left(\frac{b}{h} \right)^2 - 131 \left(\frac{b}{h} \right) + 64.2 \right\} \times \left\{ A \left(\frac{\beta}{\lambda} \right)^3 + B \left(\frac{\beta}{\lambda} \right)^2 + C \left(\frac{\beta}{\lambda} \right) + 1 \right\} \quad (2.46 - b)$$

なお、図 2.17 に式(2.46)による算定式と解析値との比較を示している。図から、式(2.46)によって妥当な座屈耐力が得られるといえる。

以上の座屈耐力算定式を用いて、せん断曲げと圧縮を受ける場合の座屈耐力を算定する。図 2.24 に基準化曲げ応力度と基準化圧縮応力度の関係を示す。図の縦軸は曲げ応力度の最大値を軸力が無い状態の座屈応力度で除した値である。一方で、横軸は圧縮応力度を純圧縮状態の座屈応力度で除した値である。なお、一例として断面辺長比が 0.3, 0.5, 1.0 の場合を示している。図から、基準化曲げ応力度と基準化圧縮応力度の関係は基準化曲げモーメントと断面辺長比の影響を受けることが分かる。そこで本研究では、基準化曲げモーメントと断面辺長比ごとに基準化曲げ応力度と基準化圧縮応力度の関係を式(2.47)によって近似する。図 2.25 に断面辺長比及び基準化曲げモーメントごとの指数 D, E を示す。図 2.25(a)の等高線は式(20)中の指数 D であり、0.025 刻みで示している。図 2.25(b)の等高線は式(20)中の指

数 E であり, 0.01 刻みで示している. また, 図の縦軸は基準化曲げモーメント, 横軸は断面辺長比である.

$$\left(\frac{b\sigma_{cr}}{b\sigma_{cr0}} \right)^D + \left(\frac{c\sigma_{cr}}{c\sigma_{cr0}} \right)^E = 1 \quad (2.47)$$

式(2.44), (2.46), (2.47)によって, せん断曲げと圧縮を受ける長方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力を算定できる.

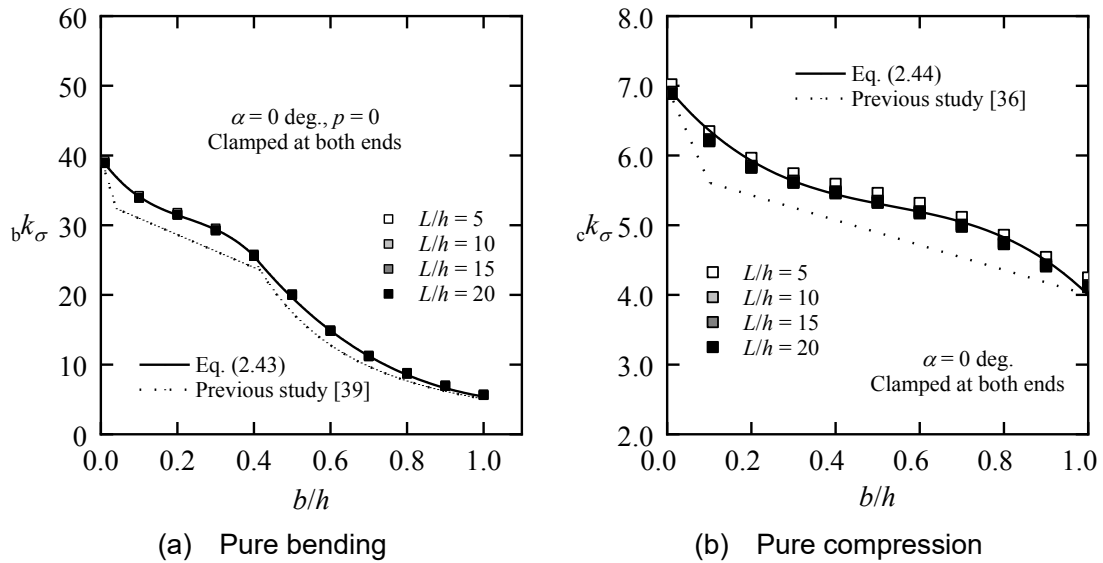


Fig. 2.22 Evaluation of buckling strength under pure bending or pure compression

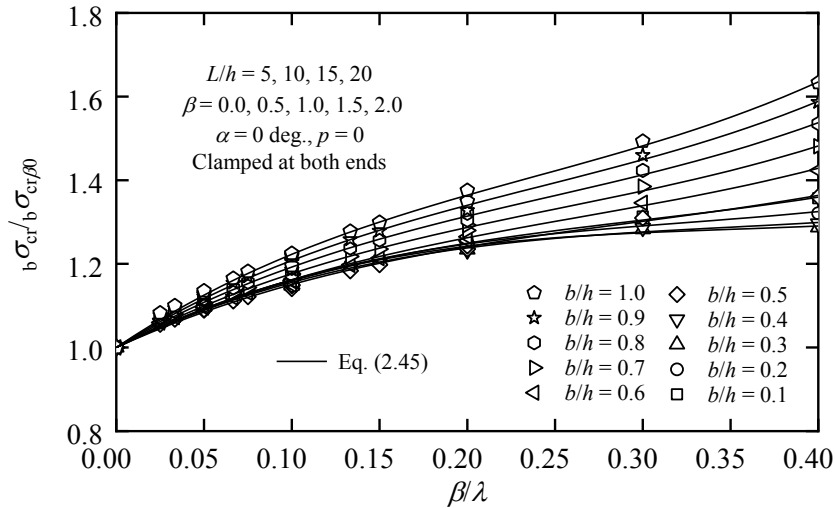


Fig. 2.23 Evaluation of buckling strength of under shear bending

Table 2.1 Coefficients in Eq.(2.45) with clamped at both ends

	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0
<i>A</i>	5.73	5.59	5.34	4.82	5.12	6.21	7.18	8.05	8.90	9.71
<i>B</i>	-5.18	-5.48	-5.62	-5.11	-4.55	-4.93	-5.46	-5.96	-6.48	-6.99
<i>C</i>	2.05	2.11	2.12	2.02	1.91	2.05	2.24	2.44	2.64	2.83

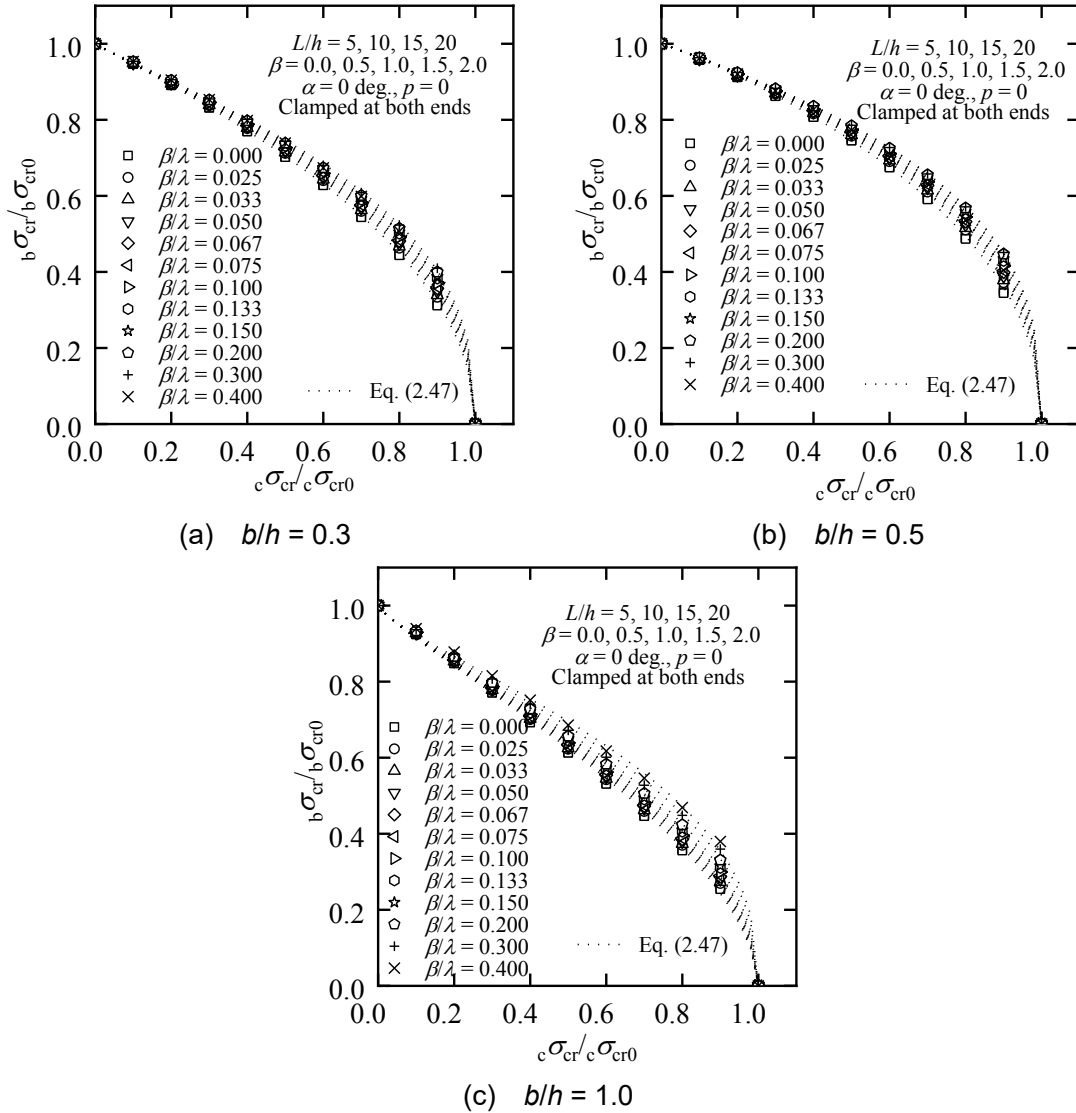


Fig. 2.24 Evaluation of buckling strength of rectangular hollow section members under shear bending and compression

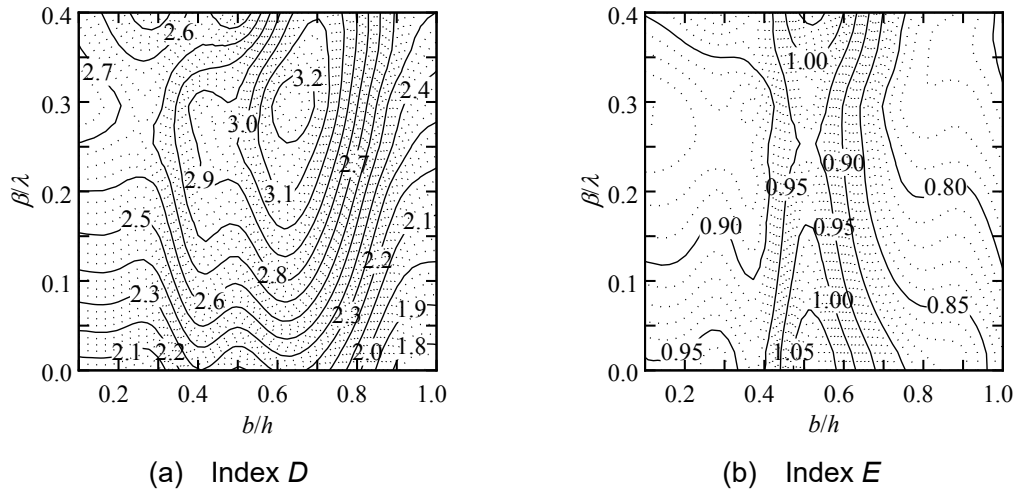


Fig. 2.25 Index in Eq. (2.47)

2.5 弾性局部座屈耐力に及ぼす角部曲率半径の影響

前節までは角部曲率半径が 0 の長方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力を検討してきたが、長方形中空断面部材は角部曲率半径を有する場合があるため、本節では座屈耐力に及ぼす角部曲率半径の影響を検討する。そこでまず、図 2.26 に薄板軽量形鋼造建築物設計の手引きと JIS G 3466（一般構造用角形鋼管）に示されている断面形状の B/H と R/H の分布を示す³⁾。なお、 B はフランジ全幅、 H はウェブ全幅、 R は角部外側曲率半径である。図から、横軸の R/H が 0.20 程度まで広く分布していることが分かる。そこで、本研究では R/H が 0.18 (100×100×9)までを検討対象とする。

図 2.27 に弾性局部座屈耐力に及ぼす角部曲率半径の影響の一例を示す。図中の縦軸は、角部曲率半径の有る座屈耐力 $n\sigma_{cr}$ を角部曲率半径が 0 の座屈耐力 $n\sigma_{crR0}$ で除した座屈耐力比である。一方で、横軸は角部外側曲率半径 R とウェブ全幅 H との比である。なお、図中の座屈応力度の算出には有限要素解析プログラム Abaqus を用いている。図から、純圧縮を受ける場合の座屈耐力比は角部曲率半径とウェブ全幅の比による影響をほとんど受けていない。そのため、純圧縮を受ける場合については、角部曲率半径の有無によらず前章で提案された近似式を用いることで妥当な座屈耐力を得ることができる。一方で、せん断曲げと圧縮を受ける場合、角部曲率半径とウェブ全幅の比の増大に伴い座屈耐力比は増加していることが分かる。そこで、この上昇率を式(2.48)により近似する。

$$\frac{n\sigma_{cr}}{n\sigma_{crR0}} = 1 + 4.27 \left(\frac{R}{H} \right)^2 \quad (2.48)$$

式(2.48)をこれまでに算定した近似式に乗じることで、角部曲率半径を有する場合の座屈耐力算定が可能になる。

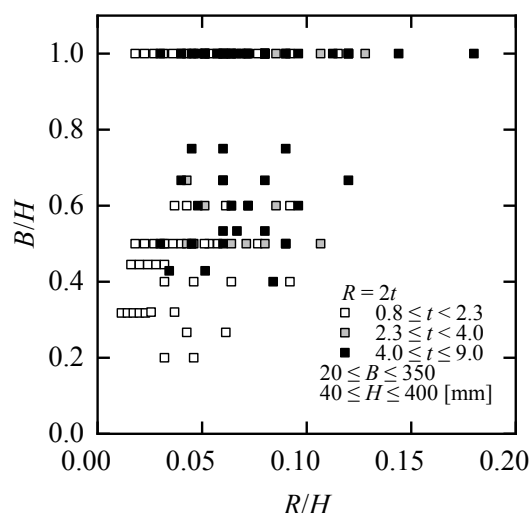


Fig. 2.26 B/H - R/B relationship

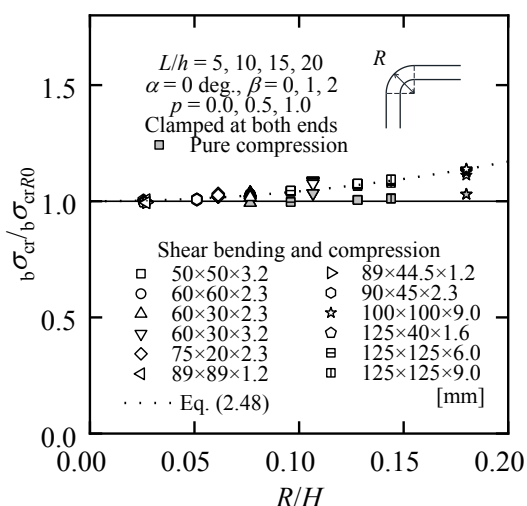


Fig. 2.27 Effects of radius of curvature at corners on buckling strength

2.6 まとめ

本章では、セン断曲げと圧縮を受ける長方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力を板要素の連成を考慮した形で理論的に導出し、座屈耐力を決定する因子の影響を明らかにするとともに、部材形状と応力状態を考慮した座屈耐力の近似式を提案した。

座屈耐力の算定にあたり、セン断曲げ相互作用と板要素連成効果を考慮した座屈耐力をエネルギー法により導出した。そして、座屈耐力に及ぼす板要素長辺境界条件・曲げモーメント勾配・軸力比・断面辺長比・板要素辺長比の影響を解明した。

板要素長辺境界条件については、長辺の境界条件は部材内応力度と断面形状の影響を受けるため、任意の応力状態の座屈耐力を把握するためには板要素連成を考慮する必要がある。曲げモーメント勾配については、板要素辺長比が大きい範囲では曲げモーメント勾配が大きくなると座屈係数は大きくなる。軸力比については、作用軸力が大きくなると座屈係数は小さくなる。断面辺長比については、断面辺長比が大きくなると座屈係数は小さくなる。板要素辺長比については、曲げモーメント勾配が大きい場合、座屈係数に及ぼす板要素辺長比の影響は板要素辺長比が小さい範囲と大きい範囲で異なる。また、セン断力が高い場合、板要素辺長比が小さい範囲ではセン断型の座屈波形となり、板要素辺長比が大きい範囲では曲げ型の座屈波形となる。

以上を考慮し、本研究では板要素連成・曲げモーメント勾配・軸力比・断面辺長比・板要素辺長比を考慮した弾性局部座屈耐力の算定法を提案した。さらに、長方形中空断面部材には角部に曲率半径を有する場合があるため、弾性局部座屈耐力に及ぼす角部曲率半径の影響を検討した。

第 3 章

薄板角形鋼管部材の座屈挙動と座屈後挙動

3.1	はじめに	49
3.2	短柱圧縮試験の載荷実験概要	50
3.3	純圧縮有限要素解析概要	52
3.4	大変形挙動に及ぼす形状初期不整の影響	53
3.4.1	板要素元たわみの影響	53
3.4.2	角部曲率半径の影響	58
3.5	まとめ	60

3.1 はじめに

前章では形状初期不整のない理想状態での長方形中空断面部材を対象に，弾性局部座屈耐力を決定する因子の影響を明らかにするとともに，部材形状と応力状態に応じた弾性局部座屈耐力の近似式を提案した．ここからは，薄板角形鋼管部材の局部座屈を伴う大変形挙動を荷重条件が基本的な純圧縮の短柱圧縮で構造実験と数値解析により検討する．

座屈耐力と座屈後耐力を明らかにするためにはまずは，大変形挙動に及ぼす初期不整の影響を検討することが重要である．しかし，薄板部材の大変形挙動に及ぼす初期不整の影響は不明な点が少ない．薄板部材の大変形挙動に及ぼす形状初期不整の影響に関する既往の研究には例えば文献 15), 28), 38)がある．文献 15)では薄板単一平板を対象として，大変形挙動に及ぼす最大元たわみの影響を解析により明らかにしている．文献 28)ではリップ溝形断面部材を対象として，最大元たわみと残留応力の大きさを実際に測定し，大変形挙動に及ぼす最大元たわみと残留応力の影響を解析により明らかにしている．文献 38)では薄板角形鋼管部材の局部座屈耐力に及ぼす角部曲率半径の影響を解析により明らかにしている．このように，大変形挙動に及ぼす初期不整の影響に関する成果が挙げられているものの限られた部材での初期不整が検討されており，薄板角形鋼管部材については大変形挙動に及ぼす最大元たわみと角部曲率半径の影響については十分には検討されていない．また，純圧縮を受ける薄板角形鋼管部材の座屈耐力と座屈後耐力に関する既往の研究には例えば文献 36)がある．文献 36)では大変形挙動に及ぼす隣接する板要素の影響を解析により明らかにしているものの，実験による検討は十分には行われてはおらず初期不整の影響については十分に検討されていない．このように，薄板角形鋼管部材については実験と解析の比較による最大元たわみや角部曲率半径の影響は十分には明らかにされていない．

そこで，本章では薄板角形鋼管部材の座屈性状と座屈後性状を検討するにあたりまずは基本的な荷重である純圧縮を受ける場合の座屈耐力と座屈後耐力を実験と解析により明らかにし，実験と解析の結果を比較することにより双方の妥当性を検証したうえで，座屈挙動と座屈後挙動に及ぼす最大元たわみと角部曲率半径の影響を明らかにすることを目的とする．なお，残留応力については，文献 28)で残留応力によって角部が早期に降伏する影響が冷間成形によって降伏強度が上昇する効果と相殺すると仮定している．これは，開断面部材を対象としているが角形鋼管部材についても適用可能であるものとし，本研究では曲げ加工部の残留応力とひずみ硬化の影響は考慮しないこととする．

3.2 短柱圧縮試験の荷重実験概要

純圧縮を受ける薄板角形鋼管部材の座屈後耐力を検討するために荷重実験を実施する。図 3.1 に本研究で使用する実験装置概要を示す。荷重は単調圧縮荷重で行っている。加力点は球座と荷重板を介して荷重している。なお、荷重板の形状は幅が 300 mm、板厚が 50 mm であり、荷重の測定において荷重板の重量を考慮している。図 3.2 に変位計の配置を示す。試験体の変位については、軸方向の変位量を部材の角部の近くに対称に配置した 4 つの変位計によって測定し、これらの平均値を試験体の変形としている。図 3.3 にひずみゲージの貼付位置を示す。部材の平板部中央と角部の外面に一軸ひずみゲージを貼付している。これらのひずみゲージを用いて、弾性域で加力を行い、荷重の偏心をできる限り防いでいる。試験体は既往の研究と同様に 2 つの軽溝形鋼を短辺板要素の中央で溶接し、軽角形鋼としている⁴⁷⁾。試験体の鋼種には SGC400 を用いており、断面形状は $200 \times 60 \times 1.0$, $200 \times 100 \times 1.0$, $200 \times 200 \times 1.0$, $200 \times 200 \times 1.2$ である。なお、材長は長辺の 3 倍または短辺の 5 倍のうち小さいほうの長さとしている。表 3.1 に使用する試験体の諸元を示す。試験体名は「断面辺長比 B/H 板厚 t 」とする。図 3.4 に引張試験により得られた応力度-ひずみ度関係を示す。なお、図中の公称板厚は(a) 1.0 mm と(b) 1.2 mm ある。また、表 3.2 に鋼材の機械的性質を示す。降伏応力度は 0.2%オフセット耐力として求めている。

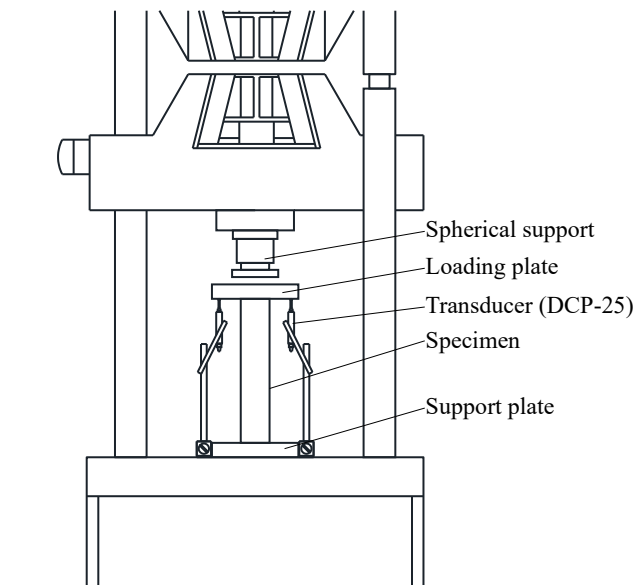


Fig. 3.1 Test set up

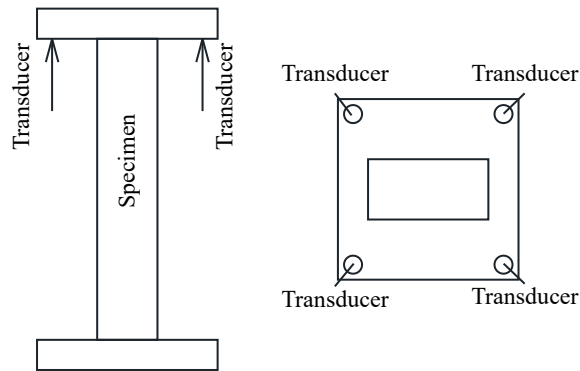


Fig. 3.2 Schematic arrangement for displacement transducer

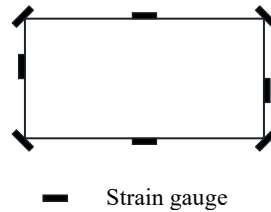


Fig. 3.3 Schematic arrangement for strain gauge

Table 3.1 List of specimen					
Name	Steel grade	H [mm]	B [mm]	t [mm]	L [mm]
0.3_1.0	SGC 400	200	60	1.0	300
0.5_1.0			100		500
1.0_1.0			200		600
1.0_1.2			200	1.2	560

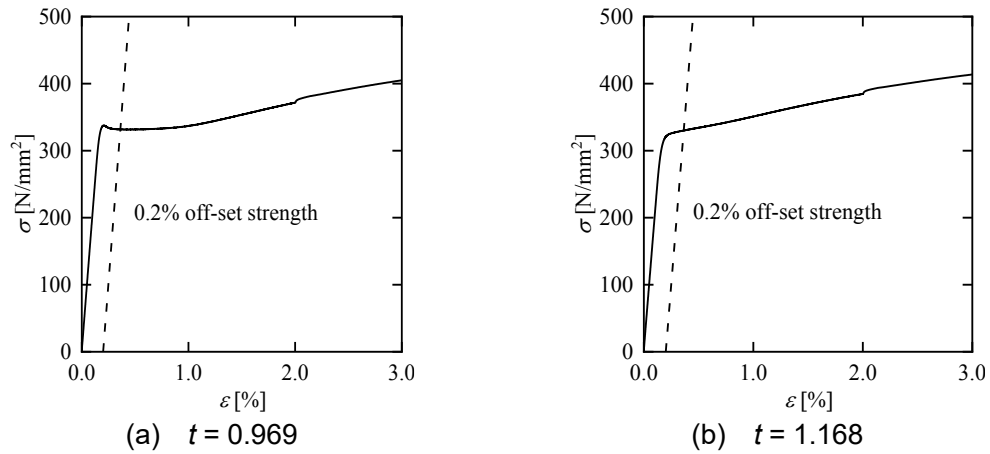


Fig. 3.4 Stress-strain relationship

Table 3.2 Material properties from coupon test					
t [mm]	E [N/mm ²]	σ_y [N/mm ²]	σ_u [N/mm ²]	E_l [%]	Y_R [%]
0.969	2.06×10^5	332	477	34.7	69.6

t : Plate thickness, E : Young's modulus, σ_y : Yield stress
 σ_u : Ultimate stress, E_l : Elongation, Y_R : Yield ratio

3.3 純圧縮有限要素解析の概要

本節では、有限要素解析の概要を示す。本研究では、有限要素解析に汎用プログラム Abaqus を使用している。図 3.5 に有限要素法解析モデルを示す。解析モデル形状については、部材長辺の幅 H を一定としたうえで、短辺の幅 B を変数とする。図のように解析モデルは 4 節点シェル要素で構成されている。要素分割については、周方向にウェブを 20 分割し、フランジをシェル要素が正方形に近づくように 6~20 の任意の分割数で分割数としている。また、軸方向に辺長比の 20 倍で分割している。境界条件は一端を固定端とし、他端の y 方向変位を自由とする。解析に使用した材料データは引張試験結果から作成している。弾性域については引張試験結果から得られたヤング係数とポアソン比 $\nu = 0.3$ を入力し、塑性域については引張試験結果を真応力度対数塑性ひずみ関係として入力している。図 3.6 に解析で使用する真応力度対数塑性ひずみ関係を示す。材料の硬化則については等方硬化則を用いている。なお、既往の研究において等方硬化則を用いることで、最大耐力に至るまでの大変形挙動を概ね再現できることが示されている⁴⁷⁾。形状初期不整は、最小固有値の座屈モードに基づき最大元たわみをパラメータとして検討する。

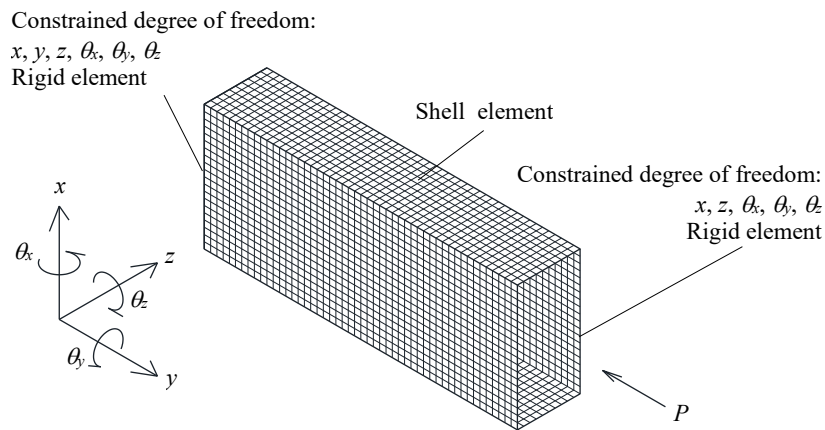


Fig. 3.5 Finite element model under compression

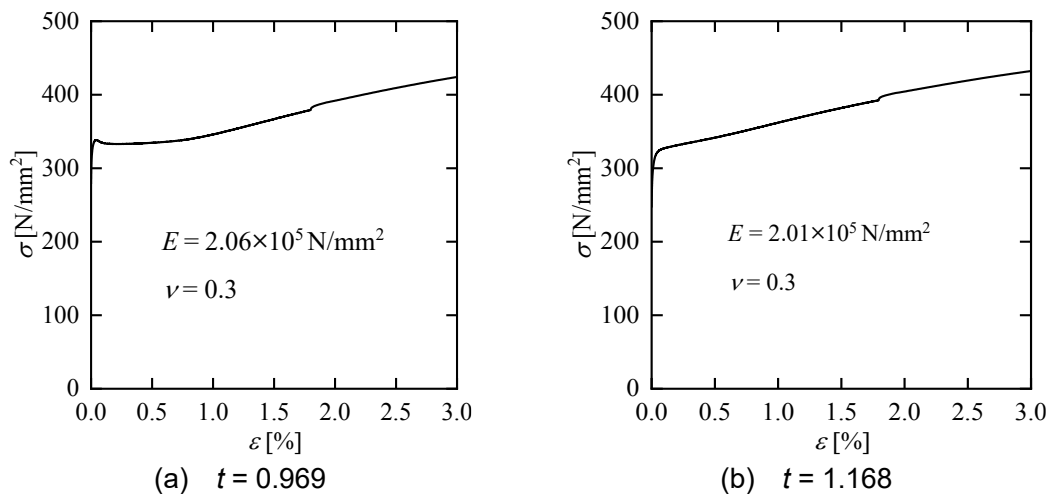


Fig. 3.6 Actual stress—logarithmic plastic strain relationship

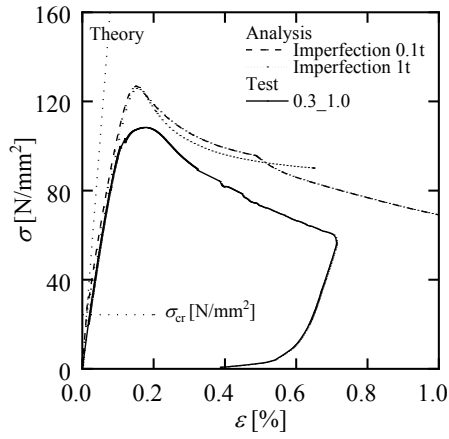
3.4 大変形挙動に及ぼす形状初期不整の影響

ここから、純圧縮を受ける薄板角形鋼管部材の座屈耐力と座屈後耐力を載荷実験と有限要素解析を用いて検討し、妥当性を検証する。その座屈耐力と座屈後耐力に及ぼす初期不整の影響を検討することは重要である。しかし、薄板角形鋼管部材の大変形挙動に及ぼす初期不整の影響は不明な点が少なくない。

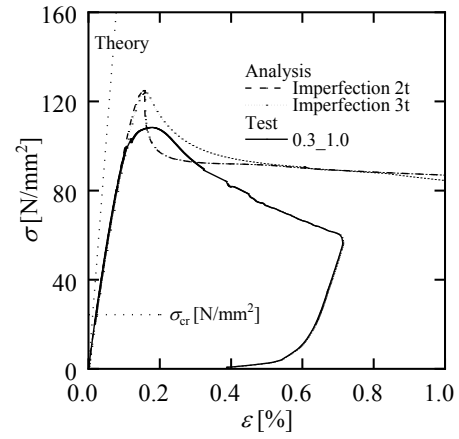
そこで本節では、薄板角形鋼管部材の局部座屈を伴う大変形挙動に及ぼす初期不整の影響を明らかにすることを目的とする。なお、幾何学的初期不整である板要素の元たわみと角部曲率半径の影響を載荷実験と有限要素解析により検討する。

3.4.1 板要素元たわみの影響

本項では、載荷実験と有限要素解析を用いて基本的な座屈耐力と座屈後耐力を確認するとともに、有限要素大変形解析の妥当性を検討する。そのうえで、板要素元たわみの大きさが最大耐力に及ぼす影響を検討する。図 3.7 に各試験体の応力度 σ とひずみ度 ε の関係を示す。図には実験結果と解析結果を示している。なお、形状初期不整は固有値解析で得られた最小固有値の座屈モードに基づき最大元たわみをパラメータとして検討する。また、今回検討した最大元たわみ大きさは $0.1t \cdot 1t \cdot 2t \cdot 3t$ とする。なお、エネルギー法による弾性局部座屈耐力 σ_{cr} も示している。なお、図(A)は試験体 0.3_1.0 (200×60×1.0–300)、図(B)は試験体 0.5_1.0 (200×100×1.0–500)、図(C)は試験体 1.0_1.0 (200×200×1.0–600)、図(D)は試験体 1.0_1.2 (200×200×1.2–560)である。また、図(a)は最大元たわみの大きさが $0.1t$ と $1t$ 、図(b)は最大元たわみの大きさが $2t$ と $3t$ である。図から、純圧縮を受ける薄板角形鋼管部材の大変形挙動は座屈耐力到達時までは理論剛性と一致しながら耐力が上昇し、局部座屈耐力到達時以降は剛性が低下しながらも耐力は上昇し最大耐力を迎えることが分かる。実験結果と解析結果を比較すると図(A)の試験体 0.3_1.0 では最大耐力がやや低いものの初期剛性は概ね良く対応しており、図(B)の試験体 0.5_1.0 と図(C)の試験体 1.0_1.0 及び図(D)の試験体 1.0_1.2 については初期剛性及び最大耐力ともに良く対応していることが分かる。また、座屈耐力と座屈後耐力に及ぼす最大元たわみの影響については、最大元たわみの増大に伴い初期剛性や最大耐力がやや低下しているものの座屈耐力と座屈後耐力に及ぼす最大元たわみの影響は大きくはないことが分かる。さらに、図(D)の試験体 1.0_1.2 については、最大元たわみを $2t$ や $3t$ とすると実験による初期剛性よりも解析による初期剛性の方が小さくなる。そのため、それらの影響を考慮して既往の研究と同様に最大元たわみの大きさを板厚の 10%とすることで十分妥当な結果が得られると考えられる^{6), 15), 39)}。

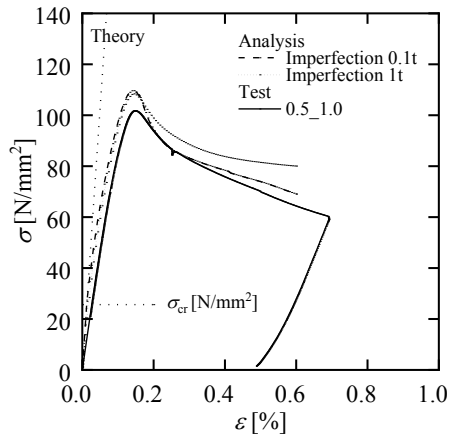


(a) Imperfection 0.1t, 1t

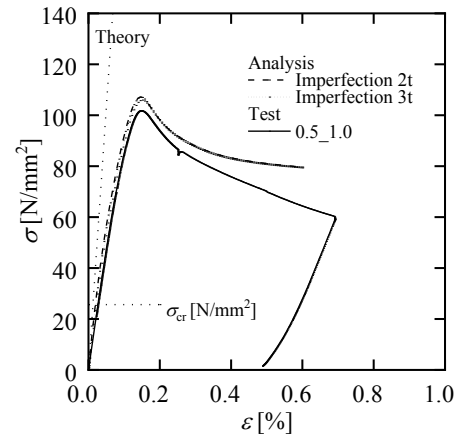


(b) Imperfection 2t, 3t

(A) 200×60×1.0–300

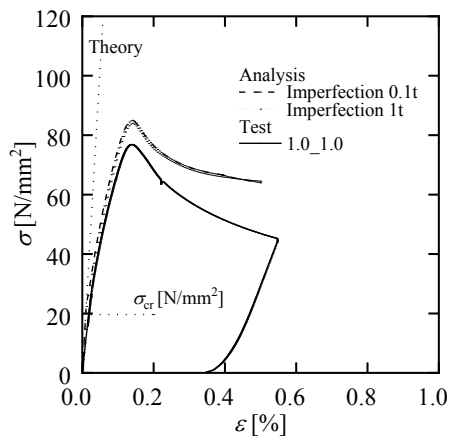


(a) Imperfection 0.1t, 1t

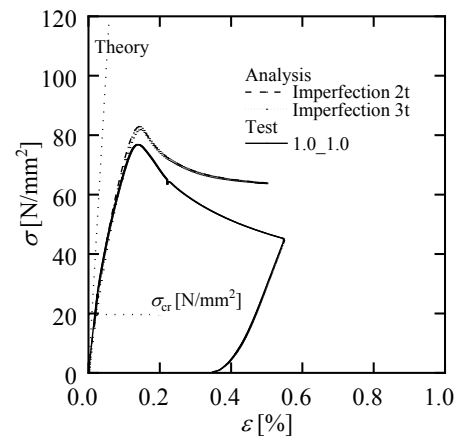


(b) Imperfection 2t, 3t

(B) 200×100×1.0–500



(a) Imperfection 0.1t, 1t



(b) Imperfection 2t, 3t

(C) 200×200×1.0–600

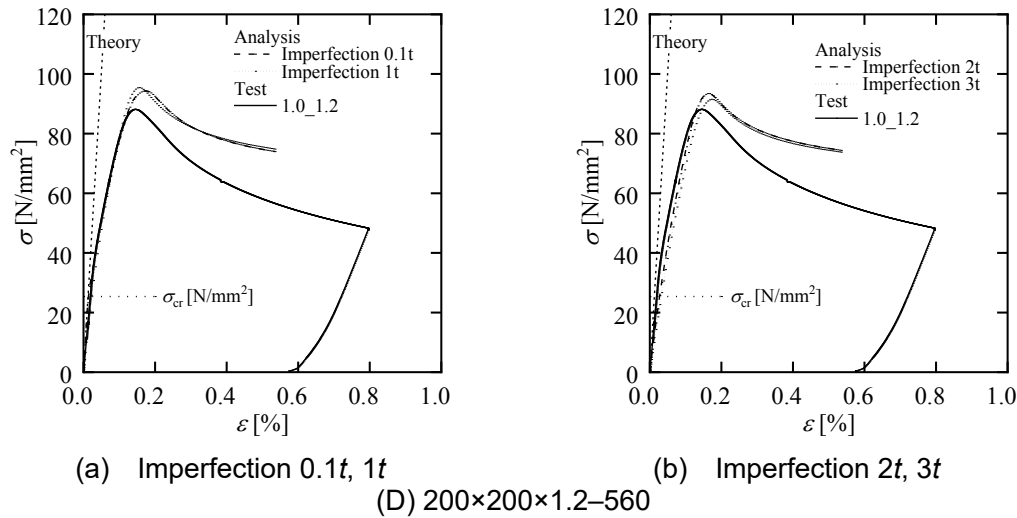


Fig. 3.7 Effects of initial imperfection on ultimate strength

写真 3.1 に実験における最終変形形状を示す．また，図 3.8 に解析における最終変形形状を示す．なお，最大元たわみ大きさは板厚の10%としている．写真(a)と図(a)から，試験体 0.3_1.0 については下端で長辺の板要素は断面の外側に変形し，短辺の板要素は連成して断面の内側に変形している点が概ね一致している．一方で，材軸方向では最終的に座屈変形大きくなる位置は異なっている．これは，形状初期不整の位置が材軸方向において実験と解析で異なることが要因であると考えられる．次に写真(b)と図(b)から，試験体 0.5_1.0 についてはいずれも試験体中央部で最終的な座屈変形は大きくなっているものの，実験では長辺の板要素が断面の内側に変形し，短辺の板要素は連成して断面の外側に変形している．一方で，解析では長辺の板要素が断面の外側に変形し，短辺の板要素は断面の内側に変形している．これは，初期不整の向きが実験と解析で異なることが考えられ，実験と解析の最終変形形状は概ね良い対応を示しているといえる．さらに写真(c)と図(c)から，試験体 1.0_1.0 では実験と解析いずれについても部材中央部で最終的な座屈変形が大きくなっており，一边が断面の内側に変形しており一边が連成して断面の外側に変形していることが分かり，概ね良い対応であると考えられる．最後に写真(d)と図(d)から試験体 1.0_1.2 では実験と解析いずれについても部材中央部で最終的な座屈変形が大きくなっており，一边が断面の内側に変形しており一边が連成して断面の外側に変形していることが分かり，概ね良い対応であると考えられる．

これらの結果から，解析によって得られた最大耐力及び最終変形形状は実験と概ね良い対応を示しており同様な解析を行うことで十分妥当な結果が得られる．



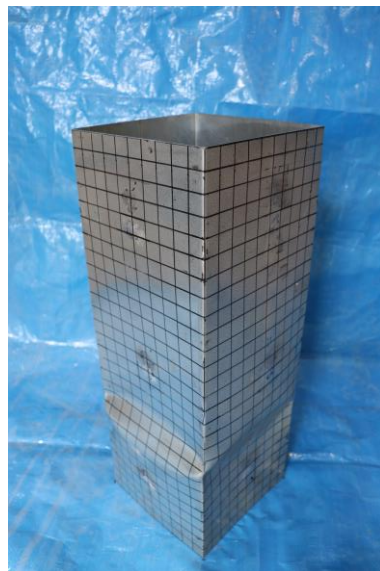
(a) 0.3_1.0



(b) 0.5_1.0



(c) 1.0_1.0



(d) 1.0_1.2

Photo 1 Deformed configuration in loading test

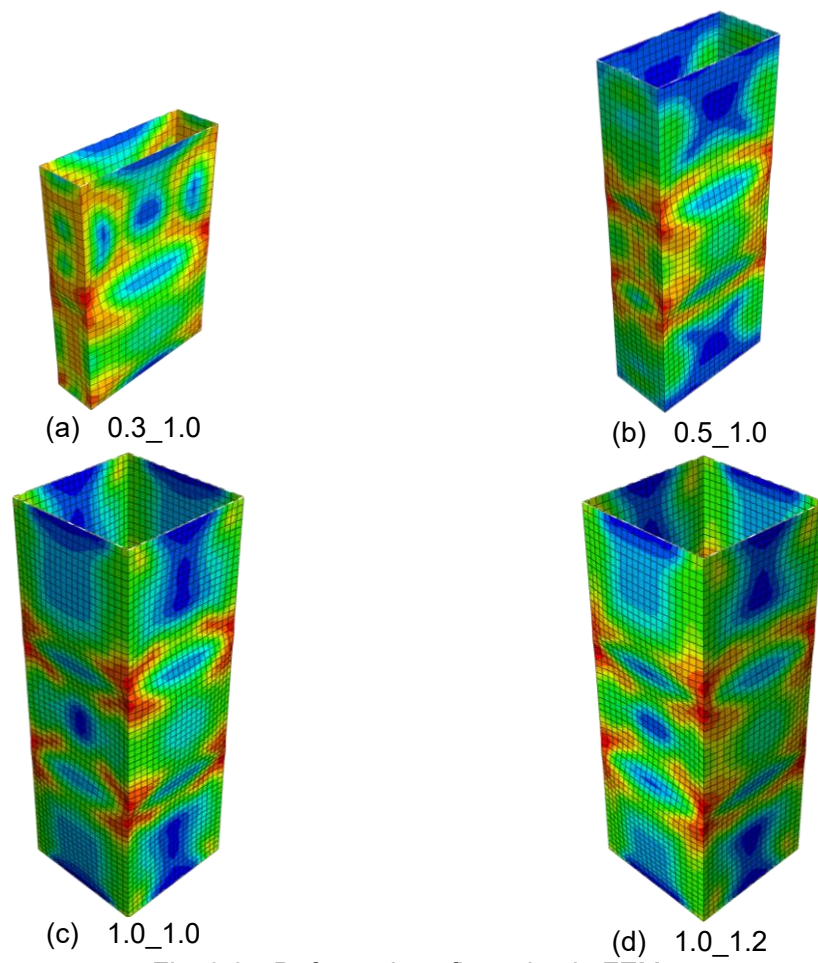
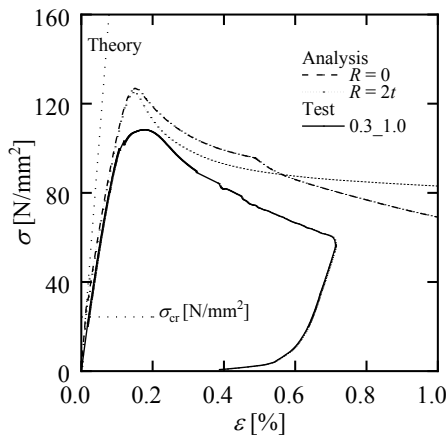


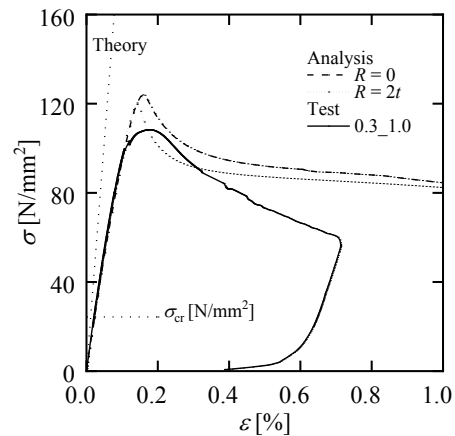
Fig. 3.8 Deformed configuration in FEM

3.4.2 角部曲率半径の影響

前項までは、角部曲率半径の無い薄板角形鋼管部材の局部座屈性状を検討してきたが、冷間成形された部材は角部曲率半径を有する。このため、薄板角形鋼管部材の座屈耐力と座屈後耐力に及ぼす角部曲率半径の影響を検討する。図 3.9 に各試験体の応力度 σ とひずみ度 ε の関係を示す。なお、図(A)は試験体 0.3_1.0 (200×60×1.0–300)、図(B)は試験体 0.5_1.0 (200×100×1.0–500)、図(C)は試験体 1.0_1.0 (200×200×1.0–600)、図(D)は試験体 1.0_1.2 (200×200×1.2–560)である。図には実験結果と解析結果を示している。また、薄板角形鋼管部材の角部曲率半径 R が0の場合と標準値である角部曲率半径 R が $2t$ の場合を示している³⁾。なお、最大元たわみ大きさは板厚の10%、そして安全側を意図して板厚の300%としている。図から、角部曲率半径を有する場合、初期剛性は概ね一致している。また、最大耐力はやや低下するものの、いずれの条件についても角部曲率半径が最大耐力に及ぼす形状としての影響は大きくない。これは、板幅に対して角部曲率半径が十分に小さいことが要因の一つであると考えられる。したがって本研究では角部曲率半径を考慮しないこととする。

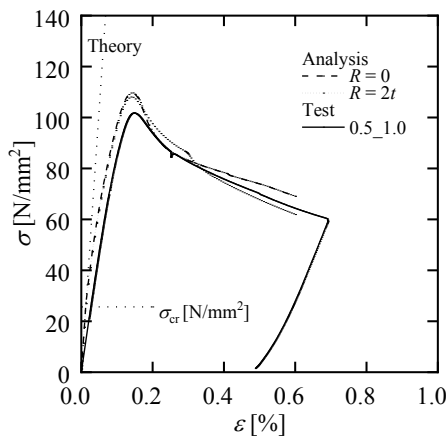


(a) Imperfection 0.1t

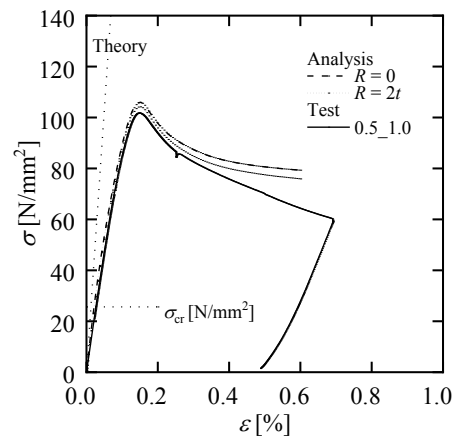


(b) Imperfection 3t

(A) 200×60×1.0–300



(a) Imperfection 0.1t



(b) Imperfection 3t

(B) 200×100×1.0–500

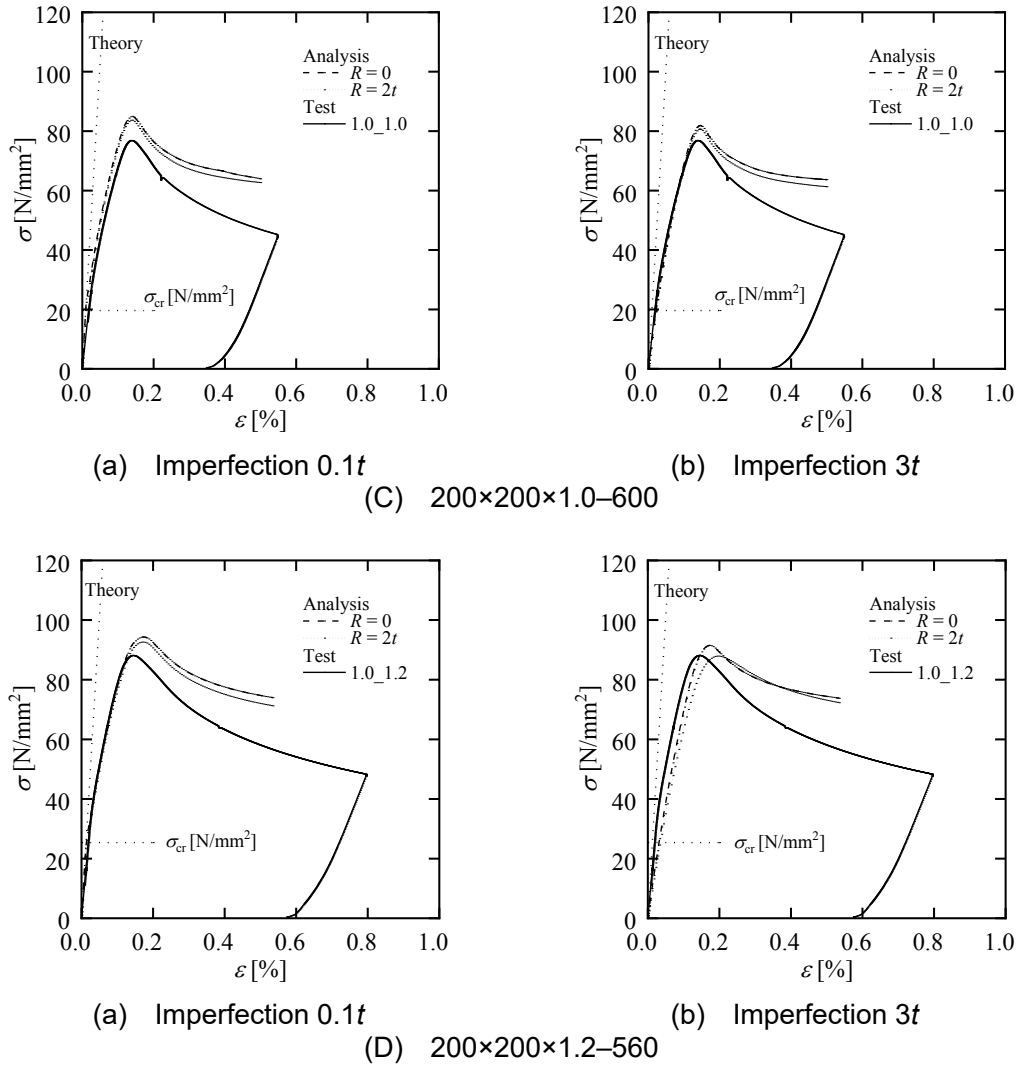


Fig. 3.9 Effects of curvature radius at corner on ultimate strength

3.5 まとめ

本章では、薄板角形鋼管部材の局部座屈を伴う大変形挙動を荷重条件が基本的な純圧縮の短柱圧縮で構造実験と数値解析により検討し、基本的な座屈耐力と座屈後耐力を確認するとともに、有限要素法大変形解析の妥当性を示した。また、部材の大変形挙動に及ぼす初期不整の影響を FEM により明らかにした。

まず、純圧縮を受ける薄板角形鋼管部材の大変形挙動について、局部座屈耐力到達時までには理論剛性と一致しており局部座屈発生後は剛性が低下するものの耐力上昇し最大耐力を迎えることの確認を行った。そして、実験と解析の大変形挙動を比較すると剛性及び最大耐力が概ね良い対応を示していることを確認した。さらに、最終変形形状についても実験と解析の結果は概ね良い対応であることから、同様な解析を行うことで十分妥当な結果が得られることを示した。そして、大変形挙動に及ぼす最大元たわみの影響については、最大元たわみの増大に伴い座屈後耐力は小さくなるものの、最大元たわみの大きさが板厚の 10%や 100%程度ではあまり影響を及ぼさないことを示した。また、大変形挙動に及ぼす角部曲率半径の影響については、角部曲率半径を有することで座屈後耐力は小さくなるものの、あまり影響を及ぼさないことを示した。

第4章

せん断曲げと圧縮を受ける薄板角形鋼管部材の 座屈後最大耐力

4.1	はじめに	62
4.2	せん断曲げ載荷実験概要	63
4.3	せん断曲げ有限要素解析概要	66
4.4	載荷実験と有限要素解析結果の比較	70
4.5	大変形挙動に及ぼす部材形状の影響	74
4.5.1	断面辺長比の影響	74
4.5.2	幅厚比の影響	79
4.5.3	板要素辺長比の影響	84
4.6	大変形挙動に及ぼす荷重条件の影響	87
4.6.1	曲げモーメント勾配の影響	87
4.6.2	軸力比の影響	90
4.7	まとめ	93

4.1 はじめに

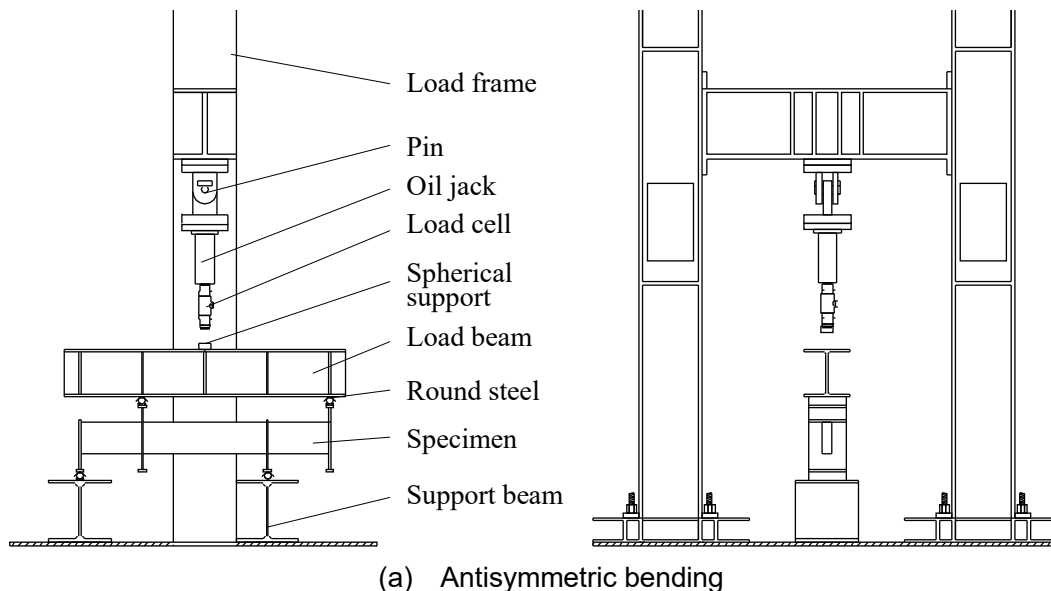
前章では基本的な荷重条件である純圧縮を受ける薄板角形鋼管部材の座屈耐力と座屈後耐力を検討し、最大元たわみと角部曲率半径の影響を明らかにした。しかし、実際のラーメン構造やブレース構造の部材には地震等によりセン断曲げと圧縮が作用する場合がある¹⁾。そのような部材は局部座屈が最大耐力決定要因の一つであるため、部材の構造性能を正確に評価するためにはセン断曲げと圧縮を受ける梁-柱の座屈耐力と座屈後耐力を解明する必要がある。しかし、セン断曲げと圧縮を受ける部材の局部座屈性状を決定する要因については、不明な点が少なくない。

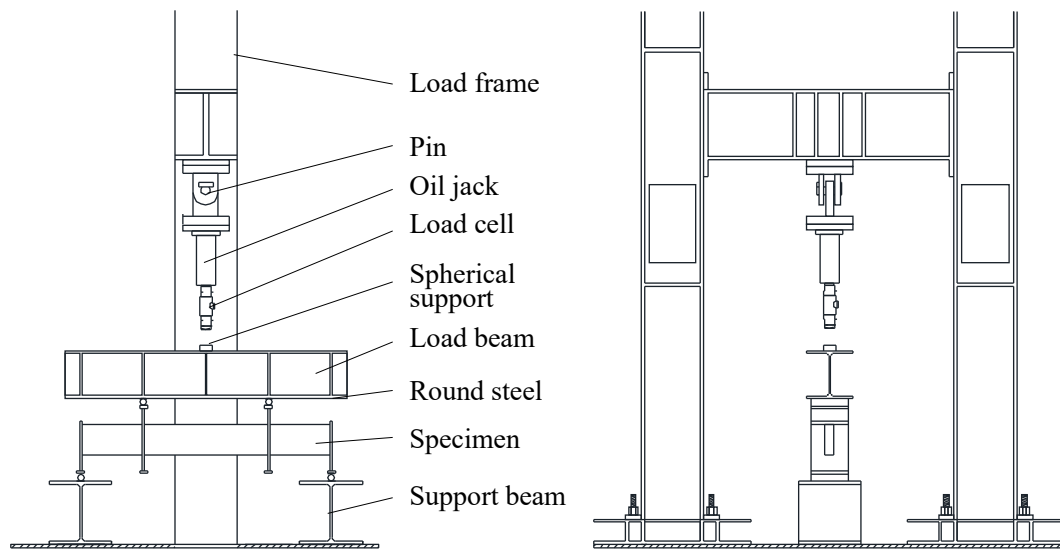
セン断曲げを受ける部材の局部座屈を伴う大変形挙動に関する既往の研究には例えば文献 42)、48)がある。文献 42)ではセン断曲げを受ける角形鋼管部材を対象として、大変形挙動に及ぼす初期不整と荷重条件の影響を実験と解析により明らかにしている。文献 48)では圧縮とセン断曲げを受ける角形鋼管部材を対象として、大変形挙動に及ぼす軸力比の影響を実験により明らかにしている。このように、幅厚比が小さな部材での大変形挙動が明らかにされているものの、薄板角形鋼管部材のような幅厚比が大きな部材では十分には検討されていないのが現状である。また、薄板角形鋼管部材の局部座屈を伴う大変形挙動に関する既往の研究には例えば文献 39)がある。文献 39)では有限要素法による数値解析を用いて圧縮と曲げを受ける部材の座屈後耐力に及ぼす隣接する板要素の拘束効果の影響を明らかにし、座屈後耐力評価を行っている。このように、圧縮と曲げのような単純な応力状態での座屈後耐力が明らかにされており、セン断曲げ相互作用の影響や実験での検討は十分には行われていない。

そこで、本章では薄板角形鋼管部材の座屈挙動と座屈後挙動を検討するにあたり、セン断曲げを受ける薄板角形鋼管部材の座屈耐力と座屈後耐力を実験と解析により検討し、実験と解析の結果を比較することで双方の妥当性を検証したうえで、座屈耐力と座屈後耐力に及ぼす曲げモーメント勾配・軸力比・断面辺長比・板要素辺長比の影響を解明することを目的とする。

4.2 せん断曲げ載荷実験概要

本節では、せん断曲げを受ける薄板角形鋼管部材の載荷実験の概要を記述する。図 4.1 に載荷実験のセットアップを示す。図(a)は逆対称曲げを受ける場合、図(b)は純曲げを受ける場合である。なお、載荷は4点曲げで行っている。20t油圧ジャッキにより荷重を加えており、加力点はロードセル・球座・載荷梁・丸鋼を介して載荷をしている。図 4.2 に試験体の製造方法を示す。SGC400 の鋼板を溝形断面形状に冷間加工し、2つの溝形鋼を圧縮・引張フランジで溶接し、軽角形鋼としている。軽角形鋼の両端にエンドプレートを TIG 溶接しており、外側に STKR400 の鋼管を完全溶込み溶接している。図 4.3 に試験体と変位計の配置およびひずみゲージの貼付位置を示す。図(a)は逆対称曲げを受ける場合、図(b)は純曲げを受ける場合である。変位計については、50 mm 変位計を用いており、試験体中央と載荷点の変位を測定している。なお、載荷点での回転角を測定するため載荷点から 100 mm 離れた位置に変位計を配置している。ひずみゲージは、一軸ひずみゲージと三軸ひずみゲージを用いており、ウェブとフランジ中央のひずみおよび端部断面内のひずみを測定している。表 4.1 に本実験で使用する試験体の諸元を示す。試験体名は「断面比 B/H 板厚 t 」としている。なお、辺長比が 3 の場合は末尾に s を、純曲げを受ける場合は末尾に p を付している。図 4.4 に引張試験によって得られた応力度-ひずみ度関係を示す。また、表 4.2 に鋼材の機械的性質を示す。降伏応力度は 0.2% オフセット耐力として求めている。





(b) Antisymmetric bending
Fig. 4.1 Test set up

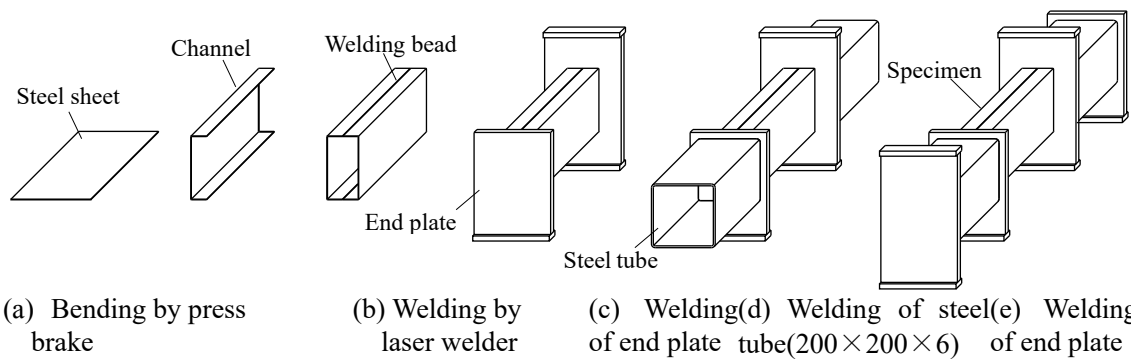
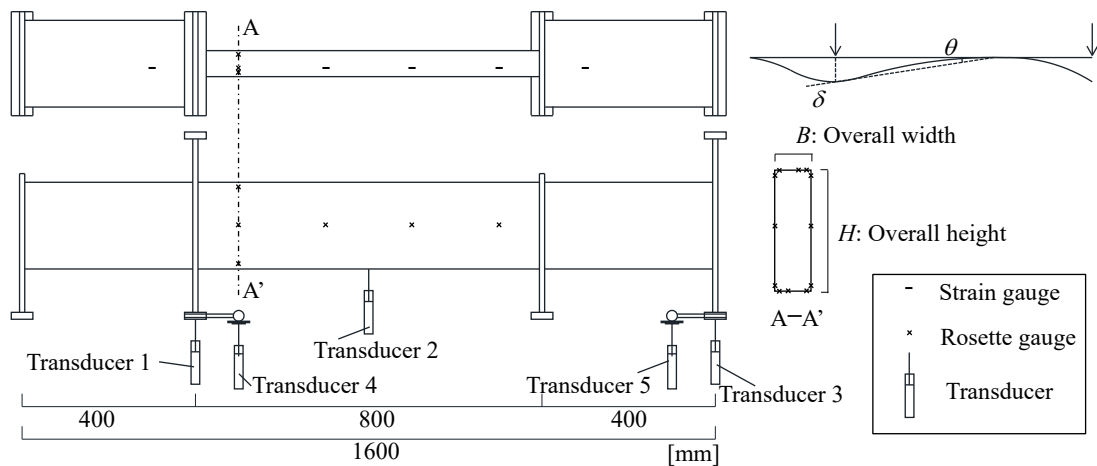
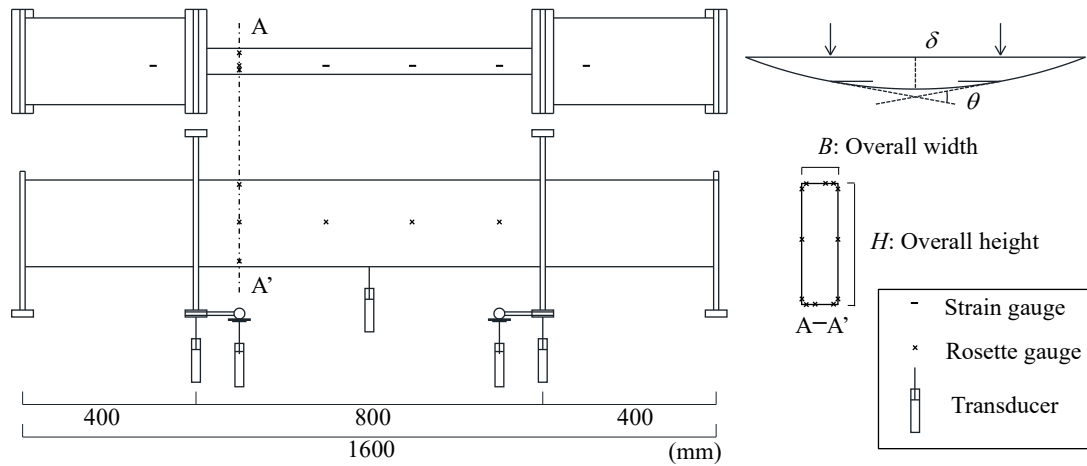


Fig. 4.2 Production process of test specimen



(a) Antisymmetric bending



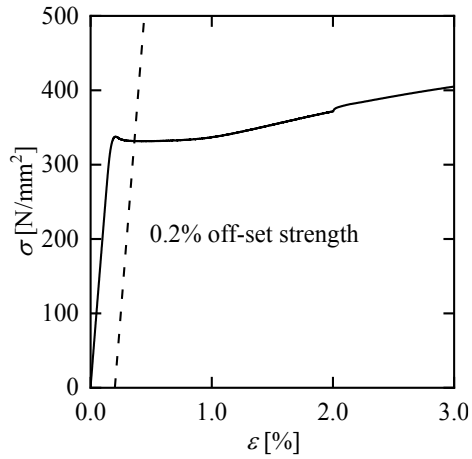
(b) Pure bending

Fig. 4.3 Specimen and measure position

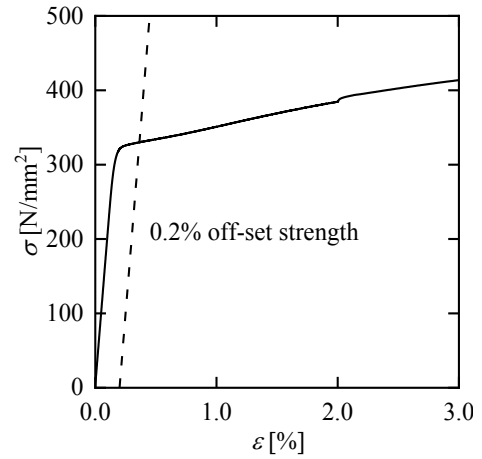
Table 4.1 List of specimens

Name	Steel grade	Loading condition	H [mm]	B [mm]	t [mm]	L [mm]
0.3 1.2	SGC400	Antisymmetric bending	200	60	1.2	800
0.3 1.0					1.0	800
0.3 1.0 _s					1.0	600
0.5 1.0				100	1.0	800
1.0 1.2				200	1.2	800
1.0 1.0					1.0	800
0.3 1.0 _p		Pure bending	200	60	1.0	800
1.0 1.0 _p				200	1.0	800

H : Beam depth, B : Beam width, t : Plate thickness, L : Member length



(a) $t = 0.969$



(b) $t = 1.168$

Fig. 4.4 Stress-strain relationship

Table 4.2 Material properties from coupon test

t [mm]	E [N/mm ²]	σ_y [N/mm ²]	σ_u [N/mm ²]	E_l [%]	Y_R [%]
0.969	2.06×10^5	332	477	34.7	69.6
1.168	2.01×10^5	330	475	36.1	69.5

t : Plate thickness, E : Young's modulus, σ_y : Yield stress, σ_u : Ultimate stress
 E_l : Elongation, Y_R : Yield ratio

4.3 セン断曲げ有限要素解析概要

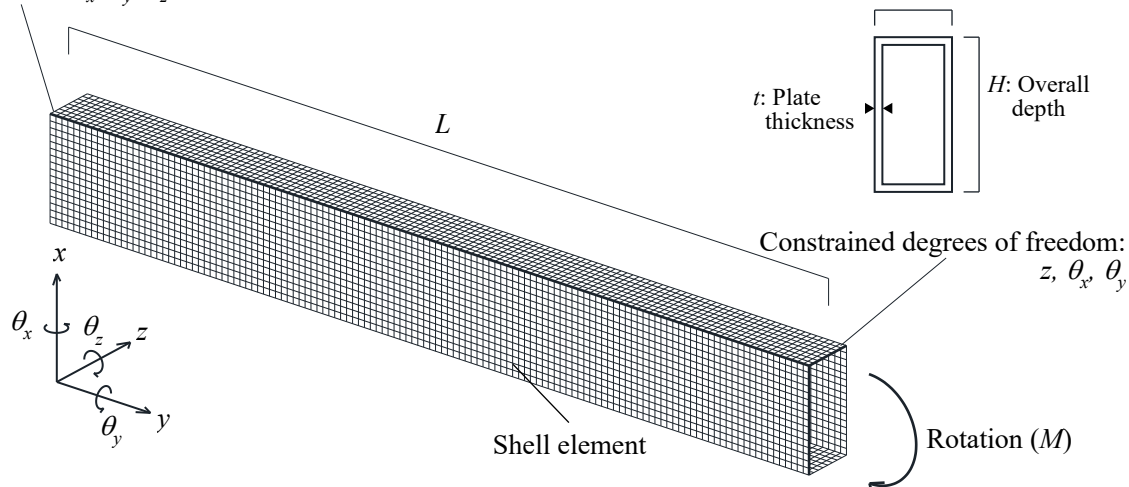
本節では、セン断曲げを受ける部材の座屈耐力と座屈後耐力を調べるために、有限要素法による大変形解析を行う。解析には汎用プログラム Abaqus を用いている。

図 4.5 に有限要素解析モデルを示す。解析モデル形状については、ウェブの全幅 H を一定としたうえで、フランジの全幅 B ・厚さ t ・長さ L を変数とする。図に示すように、解析モデルは 4 節点シェル要素で構成されている。要素分割については、周方向にウェブを 20 分割し、フランジをシェル要素が正方形に近づくように 6~20 の任意の分割数で分割数としている。また、軸方向に辺長比の 20 倍で分割している。境界条件は一端を固定端とし、他端を純曲げ及び一端曲げを作用させる場合は x, y 方向変位及び z 軸回りの回転を自由、逆対称曲げを作用させる場合には x, y 方向変位を自由とする。荷重条件は純曲げを作用させる場合には、他端に z 軸回りの強制回転角を与えることでモーメントを作用させ、一端曲げおよび逆対称曲げを作用させる場合には、他端に x 方向の強制変位を作用させ曲げモーメントを作用させる。なお、常に部材両端の曲げモーメントを一定とするためにこのような载荷形式としている。解析に使用した材料データは引張試験結果から作成している。弾性域については引張試験結果から得られたヤング係数とポアソン比 $\nu = 0.3$ を入力し、塑性域については引張試験結果を真応力度対数塑性ひずみ関係として入力している。図 4.6 に解析で使用する真応力度対数塑性ひずみ関係を示す。材料の硬化則については等方硬化則を用いている。なお、既往の研究から等方硬化則を用いることで、最大耐力に至るまでの荷重変形挙動を概ね再現できることが示されている⁴⁷⁾。

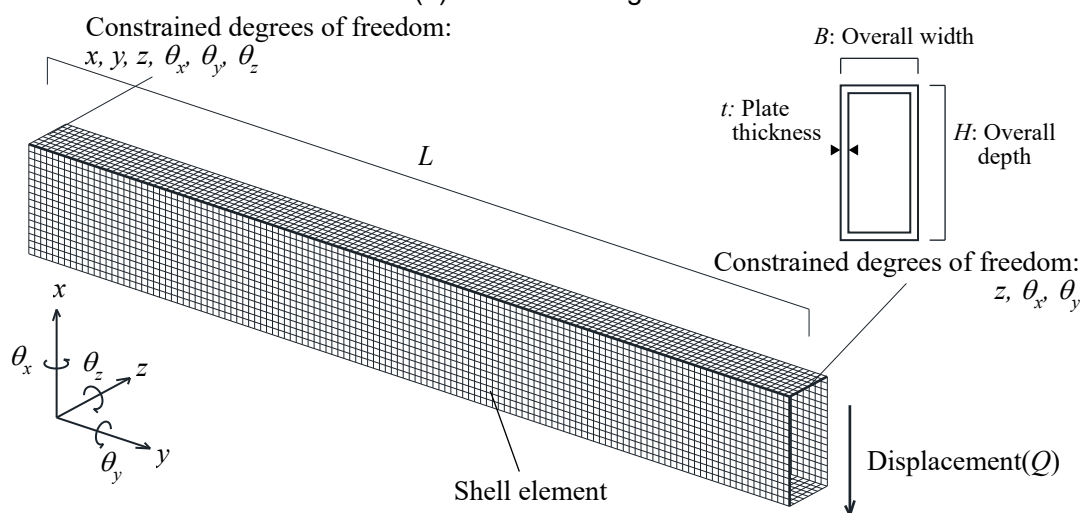
ここで、薄板角形鋼管部材の座屈後耐力に及ぼす角部曲率半径の影響を検討する。図 4.7 に角部曲率半径 R が 0 の場合と標準値である角部曲率半径 R が $2t$ の場合の基準化最大耐力 M_{\max}/M_y を示している。部材形状について、断面辺長比は図(A)が 0.3, 図(B)が 0.5, 図(C)が 1.0 である。板厚 t は 0.8, 1.0, 1.2, 1.4, 1.6 の 5 種類について示しており、板要素辺長比は実験と同様に 4 とする。荷重条件は図(a)が純曲げを受ける場合、図(b)が逆対称曲げを受ける場合である。図から、角部曲率半径を有する場合、基準化最大耐力が低下するものの、いずれの条件についても角部曲率半径が最大耐力に及ぼす形状としての影響は大きくない。これは、板幅に対して角部曲率半径が十分に小さいことが原因であると考えられる。したがって本研究では角部曲率半径を考慮せず、部材の板幅を全幅としても十分妥当な結果が得られることが分かる。

Constrained degrees of freedom:

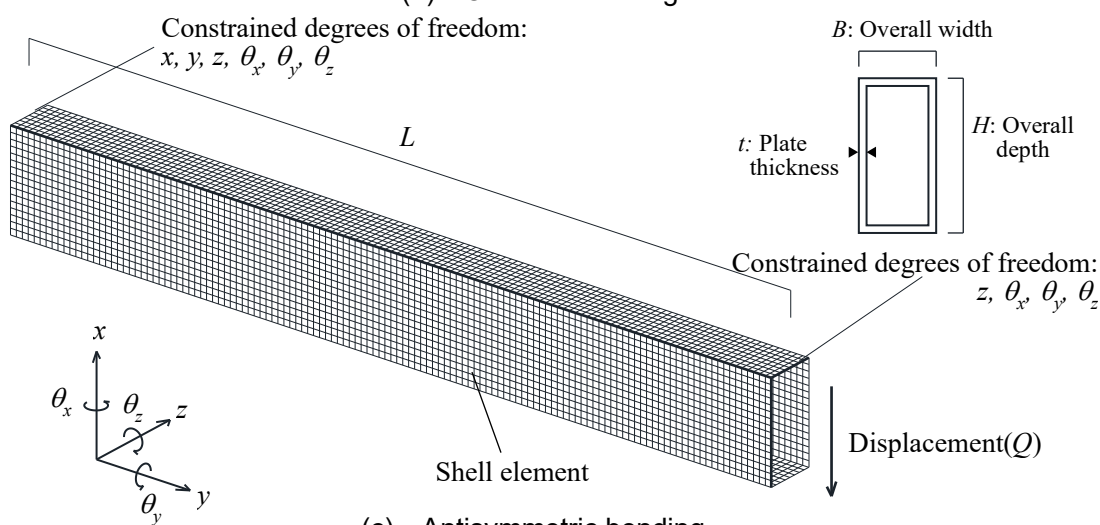
$x, y, z, \theta_x, \theta_y, \theta_z$



(a) Pure bending



(b) One end bending



(c) Antisymmetric bending

Fig. 4.5 Finite element model in large deformation analysis

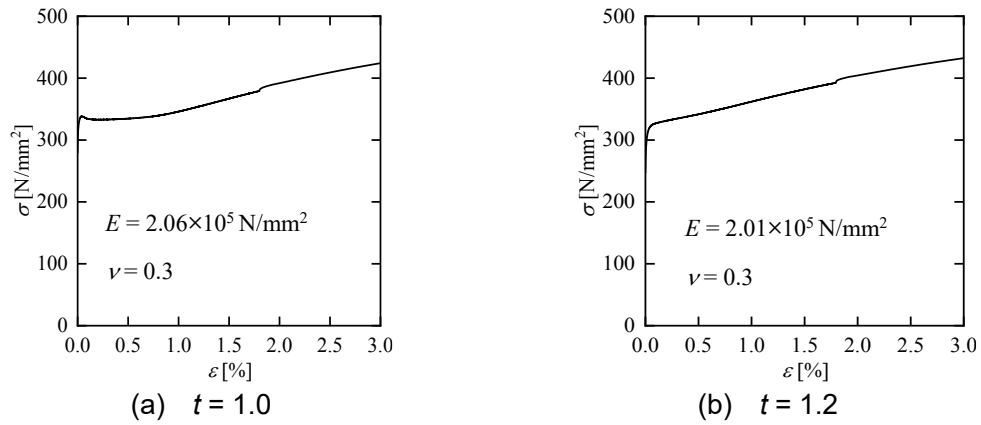
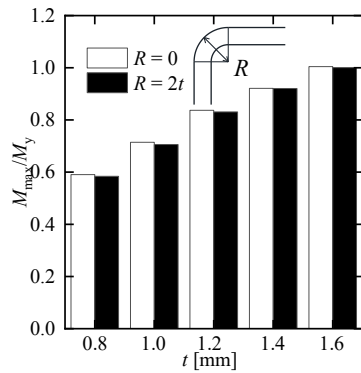
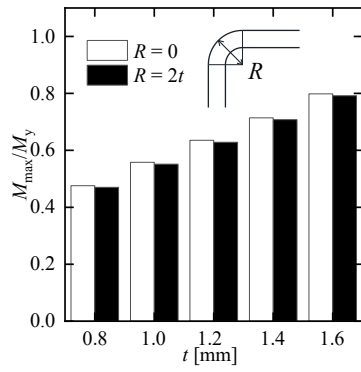
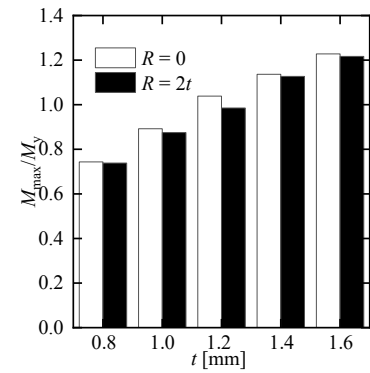


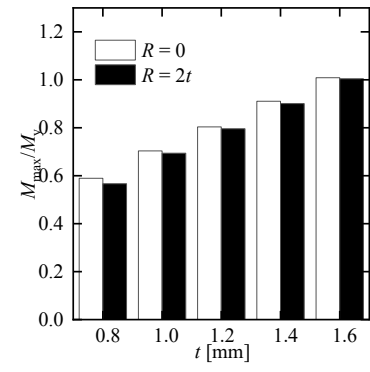
Fig. 4.6 Actual stress—logarithmic plastic strain relationship



(A) $B/H = 0.3$



(B) $B/H = 0.5$



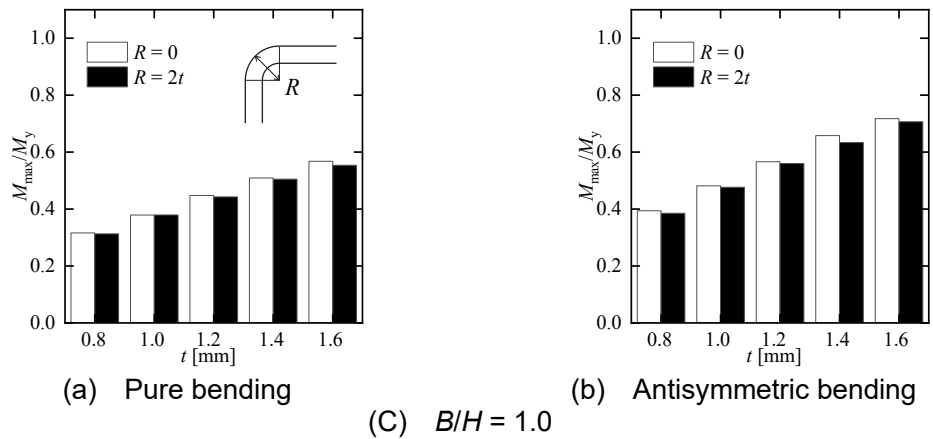


Fig. 4.7 Effects of curvature radius at corner on ultimate strength

4.4 載荷実験と有限要素解析結果の比較

本節ではせん断曲げを受ける薄板角形鋼管部材の座屈耐力と座屈後耐力について構造実験及び数値解析結果を比較することで双方の妥当性を検証する。

実験と解析の妥当性の検証にあたり、座屈後耐力に及ぼす初期不整の影響を検討することは重要である。そこでまずは、薄板角形鋼管部材の局部座屈を伴う大変形挙動に及ぼす最大元たわみの影響を検討する。図 4.8 に最大元たわみをパラメータとした荷重変位関係 ($M/M_y - \theta/\theta_y$) を示す。なお、図(A)は試験体 0.3_1.0 (200×60×1.0)、図(B)は試験体 0.5_1.0 (200×100×1.0)、図(C)は試験体 1.0_1.0 (200×200×1.0) である。また、図(a)は最大元たわみの大きさが 0.1t と 1t、図(b)は最大元たわみの大きさが 2t と 3t である。また、エネルギー法による弾性局部座屈耐力 (M_{cr}/M_y) も示している。図(A)の断面辺長比が 0.3 の場合、図(a)から最大元たわみが 0.1t、1t の場合の初期剛性は理論剛性と概ね一致しており最大耐力はやや小さいことが分かる。また図(b)から最大元たわみが 2t、3t の場合、解析の初期剛性は理論剛性及び実験の初期剛性と比較してやや低く、最大耐力もやや小さいことが分かる。図(B)の断面辺長比が 0.5 の場合、図(a)から最大元たわみが 0.1t、1t の場合の実験と解析の初期剛性は理論剛性と概ね一致しており最大耐力も概ね一致している。また図(b)から最大元たわみが 2t、3t の場合、解析の初期剛性は理論剛性及び実験の初期剛性と最大耐力も概ね一致していることが分かる。また、座屈耐力と座屈後耐力に及ぼす最大元たわみの影響については、解析による大変形挙動は最大元たわみの増大に伴い初期剛性と座屈後耐力がやや小さくなるものの、座屈耐力と座屈後耐力に及ぼす板要素元たわみの影響は大きくはないことが分かる。

以上の結果から、解析によるせん断曲げを受ける薄板角形鋼管部材の大変形挙動は実験と比較して概ね良い対応を示すことが分かる。また、最大元たわみの増大に伴い初期剛性と最大耐力がやや低下するものの、その影響は大きくはないものとして本研究では最大元たわみの大きさを板厚の 10% とする。

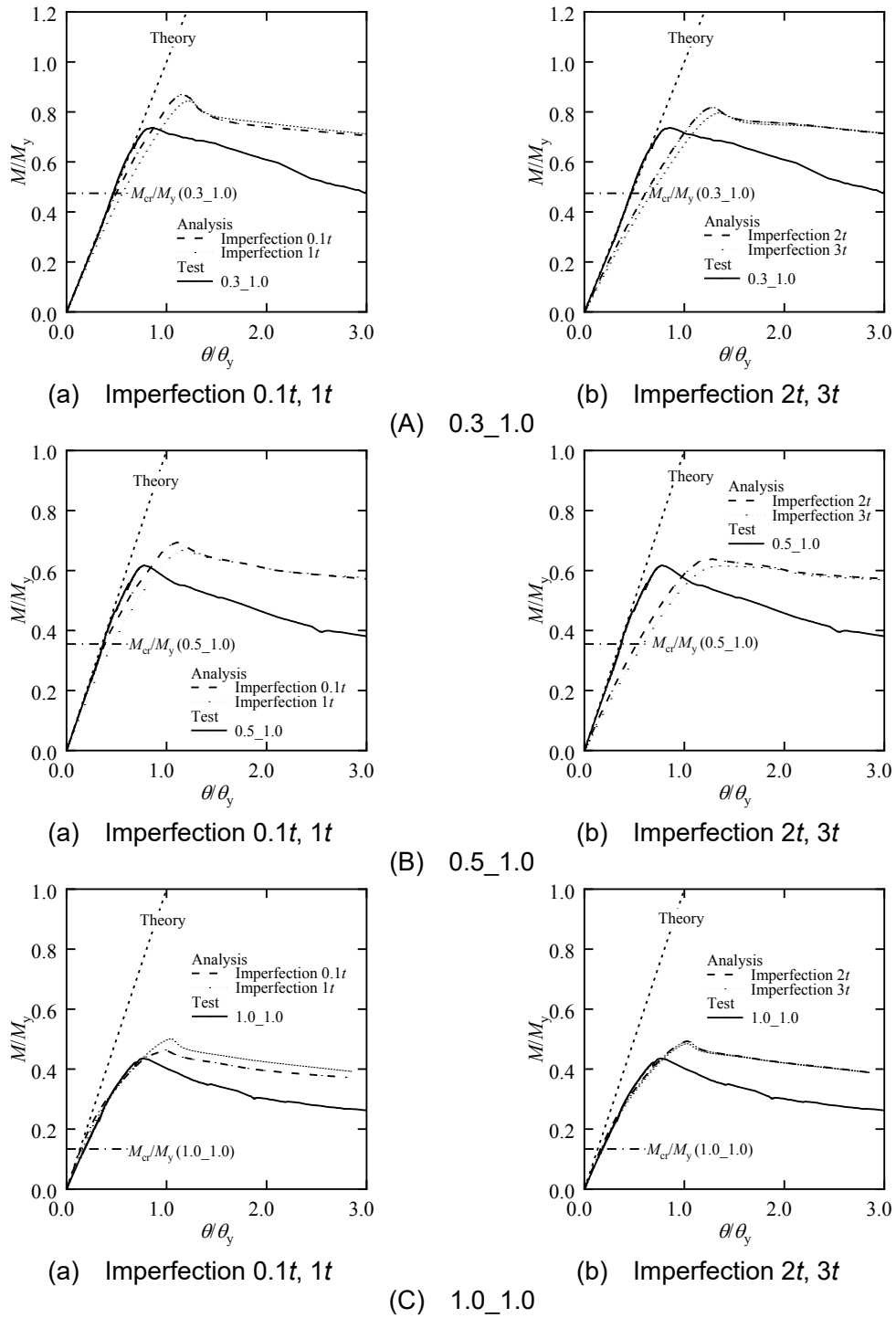
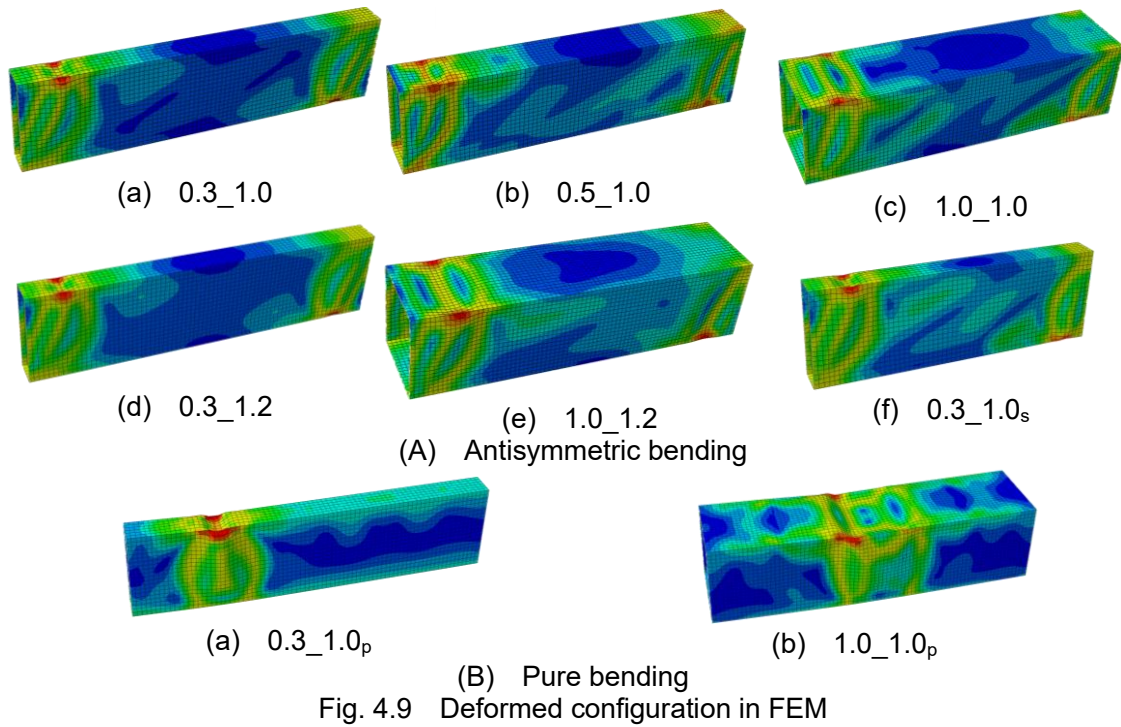
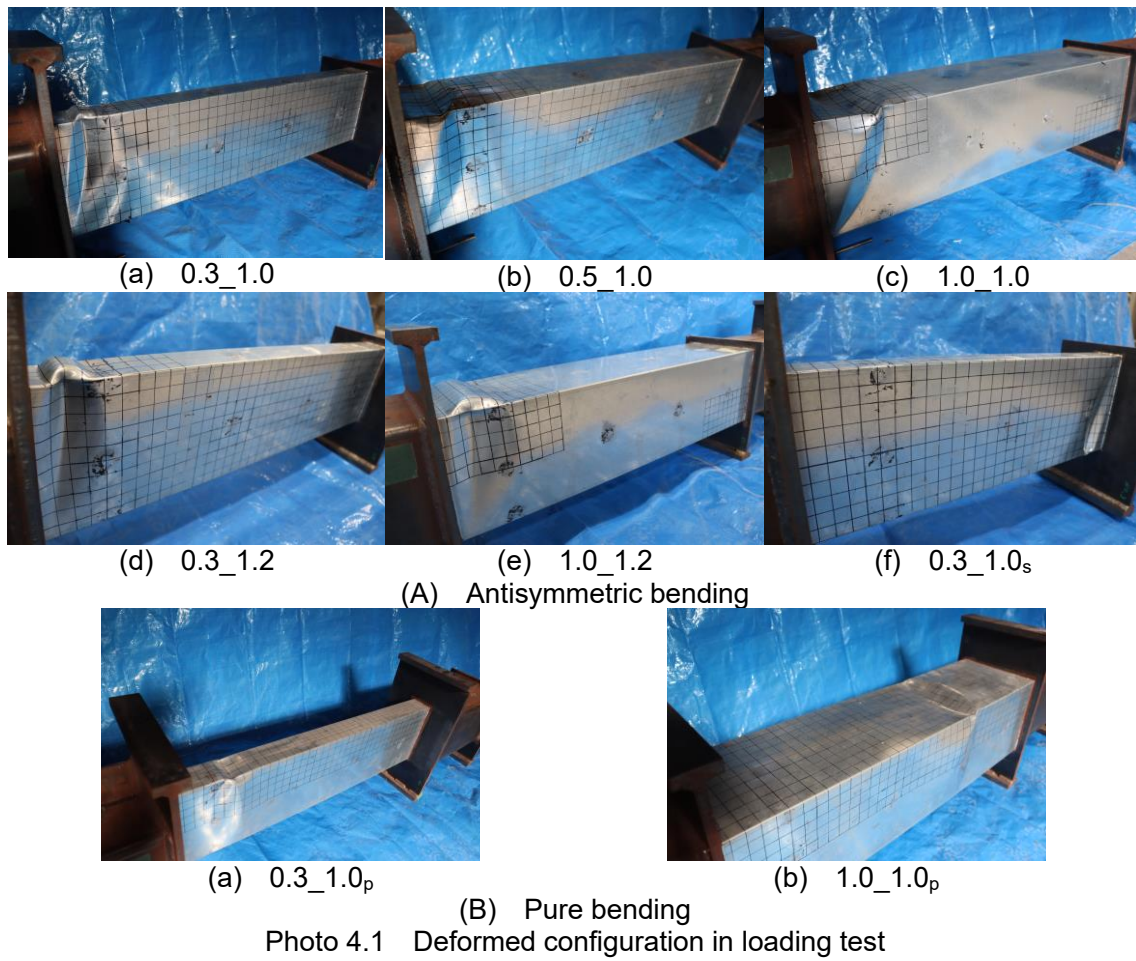


Fig. 4.8 Effects of initial imperfection on ultimate strength

写真 4.1 に実験における最終変形形状を示し、図 4.9 に解析における最終変形形状を示す。なお、図には試験体 $0.3_1.0 \cdot 0.5_1.0 \cdot 1.0_1.0 \cdot 0.3_1.0_p \cdot 1.0_1.0_p$ を示している。写真(A)及び図(A)は逆対称曲げを受ける場合、写真(B)及び図(B)は純曲げを受ける場合である。写真(A)(a), (d), (e), (f)から実験において逆対称曲げを受ける場合は片側端部の圧縮領域で最終的な座屈変形が大きくなっており、フランジは断面の外側に変形し、ウェブは断面の内側に変形している。一方で、図(A)(a), (d), (e), (f)から解析においては両端部の圧縮領域で最終的な座屈変形が大きくなっており、フランジが断面の内側に変形し、ウェブは外側に変形している。これは、形状初期不整の位置と向きが実験と解析で異なることが要因の一つであると考えられ、実験では最終的な座屈変形が大きくなる位置での形状初期不整が断面の外側に変形しているのに対して、解析では断面の内側に変形していることが要因であると考えられる。また、局所的に変形した部分で変形が集中することにより、片側端部に最終的な座屈変形が大きくなっていることが考えられる。写真(A)(b), (A)(c)から実験における断面辺長比が 0.5, 1.0 で逆対称曲げを受ける場合についても同様に片側端部の圧縮領域で最終的な座屈変形が大きくなっている。また、最終的な座屈変形が大きくなる位置でフランジは断面の内側に変形し、ウェブは断面の外側に変形している。図(A)(b), (A)(c)の解析における最終変形形状についても同様に最終的な座屈変形が大きくなる位置でフランジは断面の内側に変形し、ウェブは断面の外側に変形しており、最終変形形状は概ね一致していることが分かる。また写真(B)と図(B)の純曲げを受ける場合はいずれも最終的な座屈変形が大きくなる位置でフランジは断面の内側に変形し、ウェブは断面の外側に変形しており、最終変形形状は概ね一致していることが分かる。なお、材軸方向で最終的な座屈変形は大きくなる位置が異なっている。これは、材軸方向で形状初期不整の位置が異なることが要因の一つであると考えられる。

以上の結果から、セン断曲げを受ける薄板角形鋼管部材の解析による大変形挙動及び最終変形形状は実験と概ね良い対応を示しており、同様な解析を行うことで十分妥当な結果が得られる。



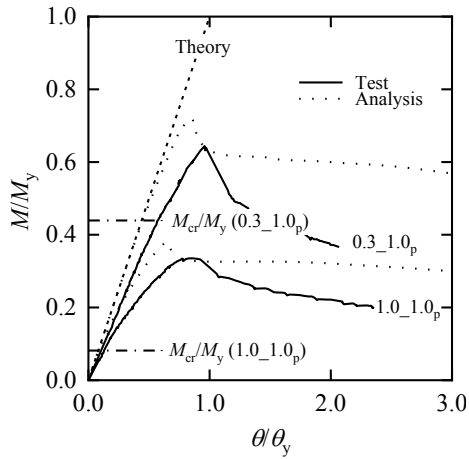
4.5 大変形挙動に及ぼす部材形状の影響

本節では、セン断曲げを受ける薄板角形鋼管部材の座屈耐力と座屈後耐力に及ぼす部材形状の影響を載荷実験と有限要素解析により検討する。なお、本研究では断面辺長比 B/H 、幅厚比 H/t 、板要素辺長比 L/H が座屈後耐力に及ぼす影響について検討する。形状初期不整は最小固有値の座屈モードに基づき最大元たわみは板厚の 10% となるように入力している。また、エネルギー法による弾性局部座屈耐力(M_{cr}/M_y)も示している。

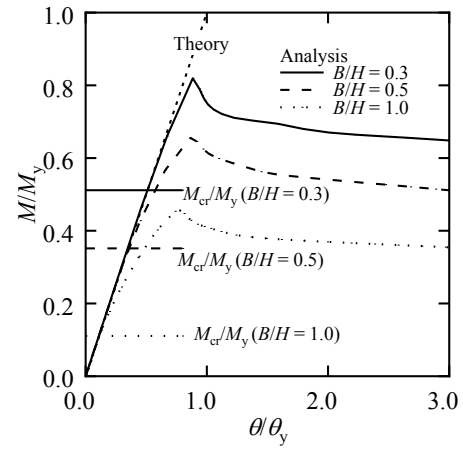
4.5.1 断面辺長比の影響

まず、座屈後耐力に及ぼす断面辺長比 B/H の影響を明らかにするため、図 4.10 に断面辺長比をパラメータとした荷重-変位関係($M/M_y-\theta/\theta_y$)を示す。図には、断面辺長比 $B/H = 0.3, 0.5, 1.0$ の 3 種類について示しており、板要素辺長比は $L/H = 4, 10$ の 2 種類について検討する。荷重条件は曲げモーメント勾配が $\beta = 0, 1, 2$ の 3 種類の場合を示す。なお、板要素辺長比が 4 で純曲げ及び逆対称曲げを受ける場合の図には実験結果と解析結果をそれぞれ示す。また、その他の条件における図には解析結果のみを示している。図(A)は板要素辺長比が 4、図(B)は板要素辺長比が 10 である。また、図(a)は純曲げ、図(b)は一端曲げ、図(c)は逆対称曲げを受ける場合である。まず図(A)(a)から、板要素辺長比が 4 で純曲げを受ける場合は断面辺長比の増大に伴い、座屈後耐力は減少していることが分かる。これは、断面辺長比の増大に伴いフランジ板要素の幅厚比 B/t が相対的に大きくなったことで、局部座屈発生後に応力負担できる圧縮フランジの領域が小さくなることが要因の一つであると考えられる。このことは、局部座屈耐力と同様な傾向であるといえる。また、局部座屈耐力が小さい部材の方が局部座屈耐力から最大耐力への上昇率が大きいことが分かる。次に図(A)(b)の板要素辺長比が 4 で一端曲げを受ける場合の解析結果を示す。図から、一端曲げを受ける場合についても同様に断面辺長比の増大に伴い、座屈後耐力が減少しており、局部座屈耐力と同様な傾向であることが分かる。さらに図(A)(c)から、板要素辺長比が 4 で逆対称曲げを受ける場合についても同様に断面辺長比の増大に伴い、座屈後耐力は減少しており局部座屈耐力と同様な傾向であることが分かる。また、図(B)から、材長が大きい場合についても同様に断面辺長比の増大に伴い、座屈後耐力は減少しており、局部座屈耐力と同様な傾向であることが分かる。つまり、座屈後耐力を評価するためには局部座屈耐力に基づいて行うことが有効であると考えられる。

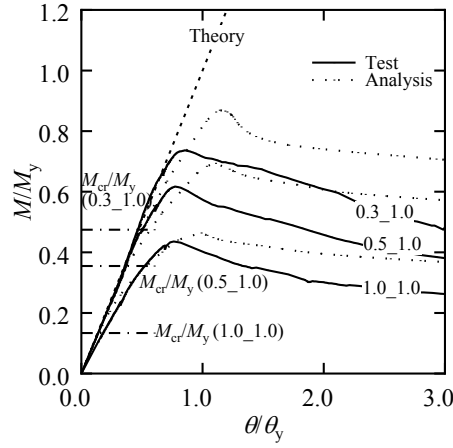
図 4.11 に M_{cr} 到達時と M_{max} 到達時の断面内における試験体 0.3_1.0・0.5_1.0・1.0_1.0 のひずみ度分布を示す。図から、 M_{cr} 到達時から M_{max} 到達時に進むにつれて圧縮領域のウェブフランジ接合線付近で大きなひずみ度が生じている。これは応力再配分の影響であると考えられ、拘束されている支持辺付近で応力度が再分配されることで座屈後に耐力上昇がみられる(図 4.7)。また、試験体 0.3_1.0, 0.5_1.0 と比較して試験体 1.0_1.0 の断面内のひずみ度はウェブフランジ接合線でより多くのひずみ度が生じていることが分かる。



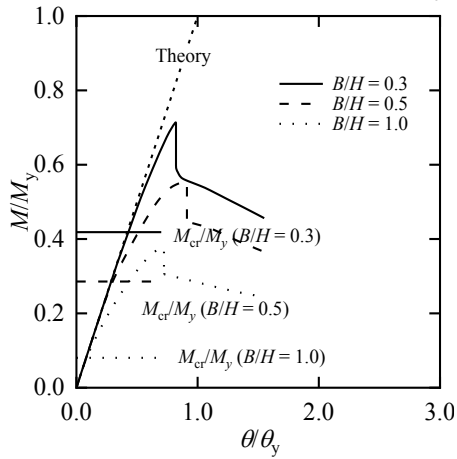
(a) Pure bending



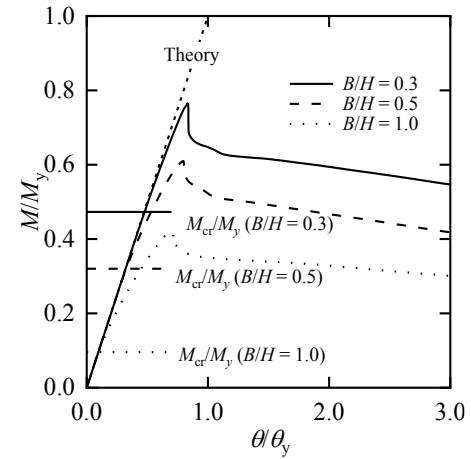
(b) One end bending



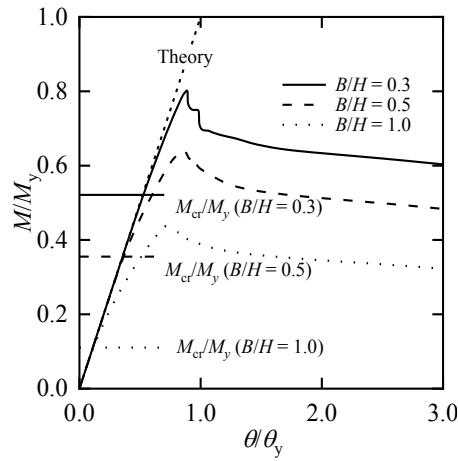
(c) Antisymmetric bending
(A) $L/H = 4$



(a) Pure bending



(b) One end bending



(c) Antisymmetric bending
(B) $L/H = 10$

Fig. 4.10 Effects of aspect ratio of cross section on ultimate strength

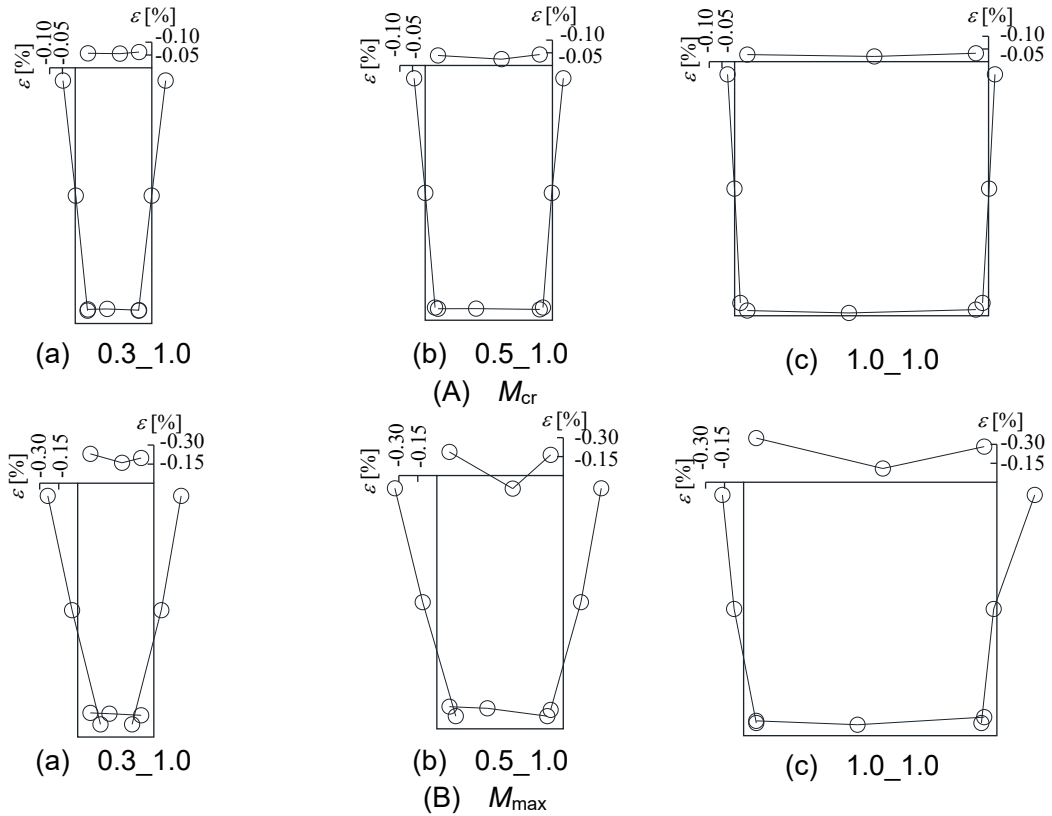
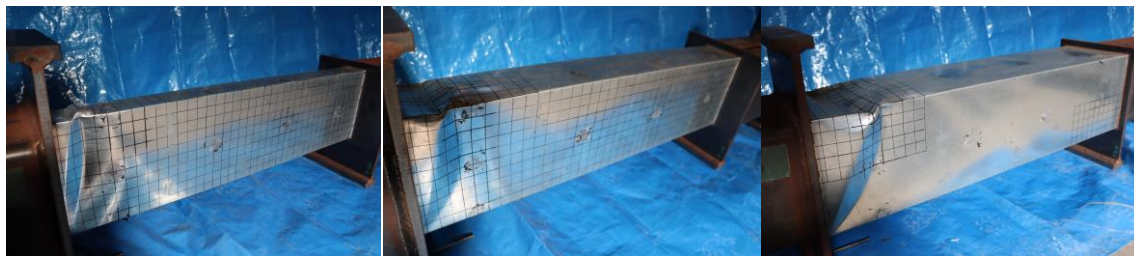


Fig. 4.11 Strain distribution in member section by loading test

写真 4.2 に実験における最終変形形状を示す。荷重条件は逆対称曲げである。また、写真 (a) はウェブで局部座屈が発生する断面辺長比である 0.3, 写真 (b) はフランジで局部座屈が発生する断面辺長比である 0.5, 写真 (c) はフランジで局部座屈が発生する断面辺長比である 1.0 である。写真から、いずれの試験体についても端部で最終的な座屈変形が大きくなっており局部座屈が発生する板要素によらずにフランジの局所変形が大きくなっていることが分かる。

次に、応力再配分の影響を検討するため、図 4.12 に解析における断面内の応力度分布と変形モードを示す。なお、解析において荷重が最大耐力に達した時点で板要素の面外変形最も大きくなった断面位置での M_{cr} 到達時と M_{max} 到達時の応力度分布を示している。荷重条件は逆対称曲げである。なお、図中の応力度は降伏応力度で基準化している。図から、 M_{cr} 到達時から M_{max} 到達時に進むにつれて、圧縮領域のウェブフランジ接合辺近郊で大きな応力度を負担している。また、座屈後の変形が大きくなる圧縮フランジ中央とウェブの圧縮領域では応力度が小さいことが分かる。このことは、フランジ幅が小さな試験体 0.3_1.0 よりもフランジ幅が大きい試験体 1.0_1.0 の方が座屈変形の大きくなる点で応力度は小さくなることが分かる。

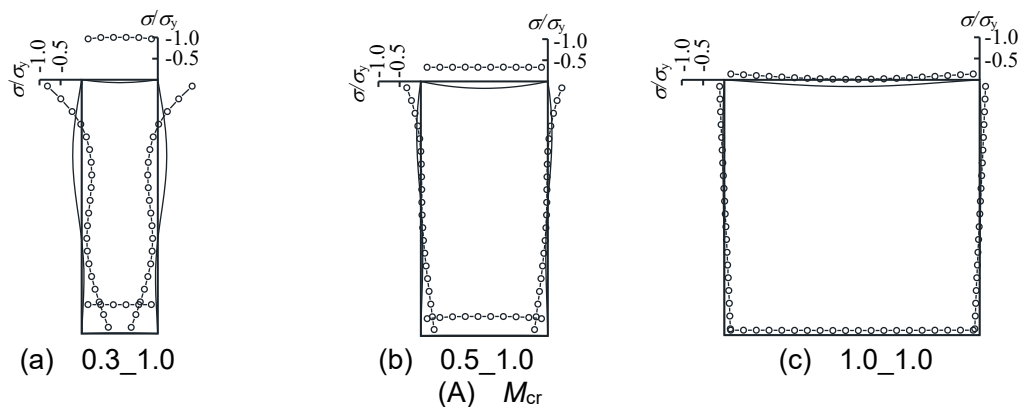


(a) 0.3_1.0

(b) 0.5_1.0

(c) 1.0_1.0

Photo 4.2 Deformed configuration in loading test



(a) 0.3_1.0

(b) 0.5_1.0

(c) 1.0_1.0

 (A) M_{cr}

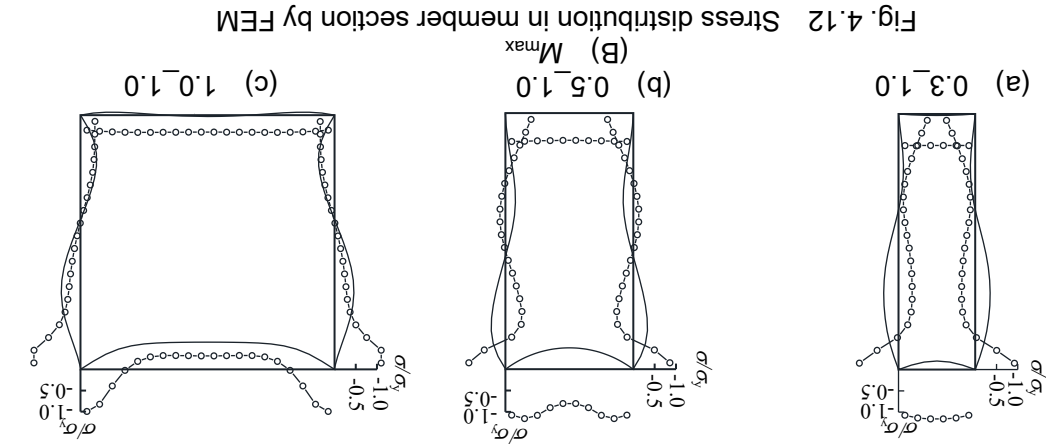


Fig. 4.12 Stress distribution in member section by FEM

4.5.2 幅厚比の影響

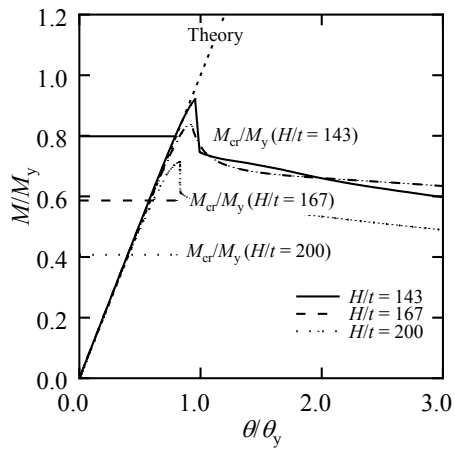
ここから、座屈後耐力に及ぼす幅厚比 H/t の影響を明らかにするため、図 4.13～4.15 に幅厚比をパラメータとした荷重-変位関係($M/M_y-\theta/\theta_y$)を示す。図には板厚 $t=1.0, 1.2, 1.4$ mm の 3 種類について示しており、板要素辺長比は $L/H=4, 10$ の 2 種類について検討する。これらをウェブ板要素に対する幅厚比 H/t に換算すると、それぞれ $H/t=200, 167, 143$ である。荷重条件は曲げモーメント勾配が $\beta=0, 1, 2$ の 3 種類の場合を示す。なお、板要素辺長比が 4 で純曲げ及び逆対称曲げを受ける場合の図には実験結果と解析結果をそれぞれ示す。また、その他の条件における図には解析結果のみを示している。図 4.13 は断面辺長比が 0.3, 図 4.14 は断面辺長比が 0.5, 図 4.15 は断面辺長比が 1.0 の場合である。また、図(A)は板要素辺長比が 4, 図(B)は板要素辺長比が 10 である。さらに、図(a)は純曲げ, 図(b)は一端曲げ, 図(c)は逆対称曲げを受ける場合である。

図4.13はウェブで局部座屈が発生する断面辺長比0.3である。図(A)(a)から、純曲げを受ける場合、幅厚比の減少に伴い座屈後耐力は大きくなる。このことは、局部座屈耐力 M_{cr}/M_y と同様な傾向である。これは、幅厚比の減少により各構成板要素の座屈耐力が増大することが要因の一つであると考えられる。図(A)(b)は板要素辺長比が 4 で一端曲げを受ける場合の解析結果である。図から、一端曲げを受ける場合についても同様に幅厚比の増大に伴い、座屈後耐力が減少しており、局部座屈耐力と同様な傾向であることが分かる。図(A)(c)から、板要素辺長比が 4 で逆対称曲げを受ける場合についても同様に幅厚比の増大に伴い、座屈後耐力は減少しており、局部座屈耐力と同様な傾向であることが分かる。図(B)の板要素辺長比が 10 の場合についても同様に幅厚比の減少に伴い座屈後耐力は大きくなり、局部座屈耐力と同様な傾向であることが確認できる。また、断面辺長比が0.3で一端曲げあるいは逆対称曲げを受ける場合は板厚が1.4 mm ($H/t=143$)の部材で降伏耐力を上回ることが分かる。

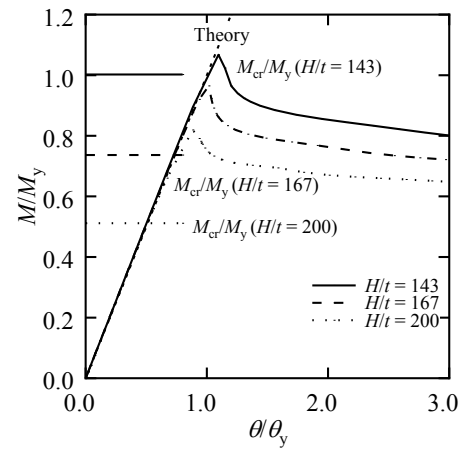
図4.14はフランジで局部座屈が発生する断面辺長比0.5である。図に示しているのはいずれも解析結果である。いずれの図についても幅厚比の増大に伴い、座屈後耐力は減少しており、局部座屈耐力と同様な傾向であることが分かる。また、断面辺長比が 0.5 の場合で今回検討を行った幅厚比の範囲についてはいずれの結果についても最大耐力は降伏耐力を下回ることが分かる。

図 4.15 はフランジで局部座屈が発生する断面辺長比 1.0 である。なお、図(A)(c)には実験結果と解析結果を示している。図から、いずれについても幅厚比の増大に伴い、座屈後耐力は減少しており、局部座屈耐力と同様な傾向であることが分かる。また、断面辺長比が 1.0 の場合で今回検討を行った幅厚比の範囲についてはいずれの結果についても最大耐力は降伏耐力を下回ることが分かる。

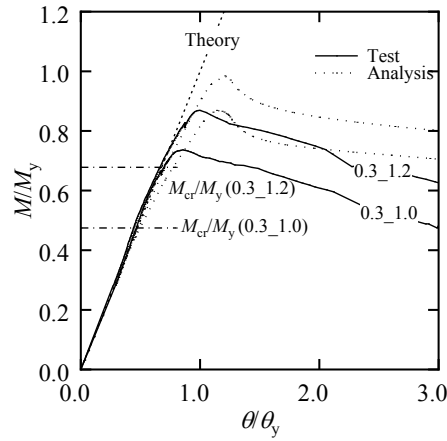
以上の結果から、いずれの断面辺長比・板要素辺長比・モーメント勾配についても幅厚比の増大に伴い座屈後耐力は減少しており、局部座屈耐力と同様な傾向であることが確認された。そのため、座屈後耐力を評価するためには局部座屈耐力に基づいて行うことが有効であると考えられる。



(a) Pure bending

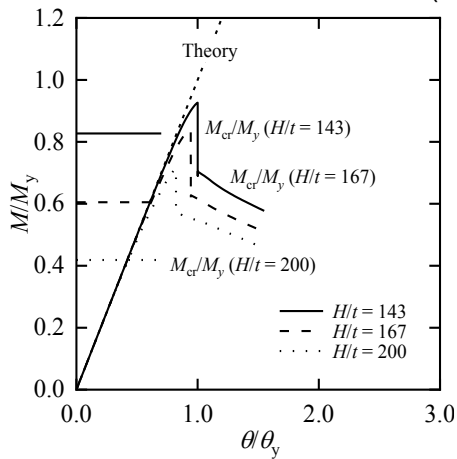


(b) One end bending

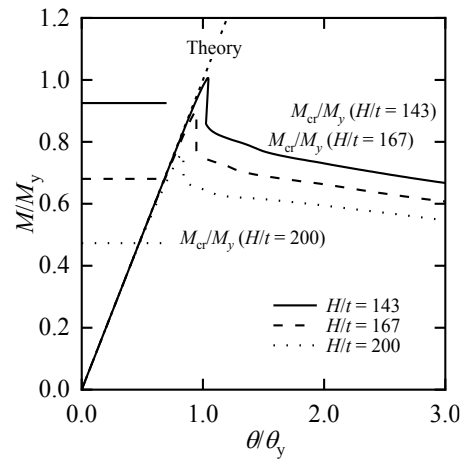


(c) Antisymmetric bending

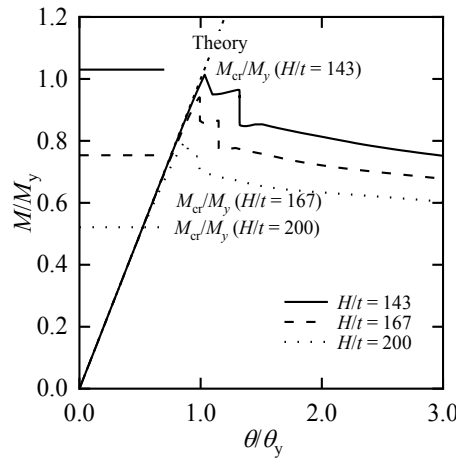
(A) $L/H = 4$



(a) Pure bending

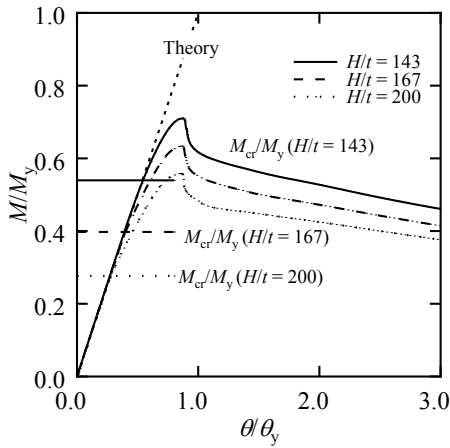


(b) One end bending

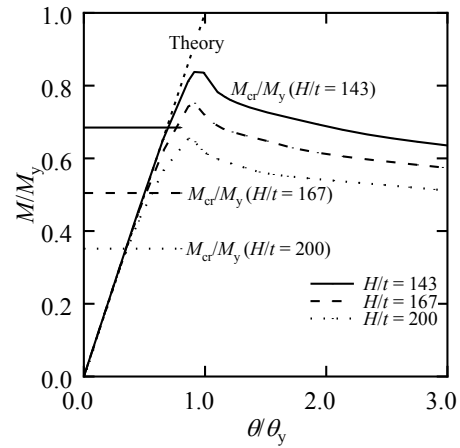


(c) Antisymmetric bending
(B) $L/H = 10$

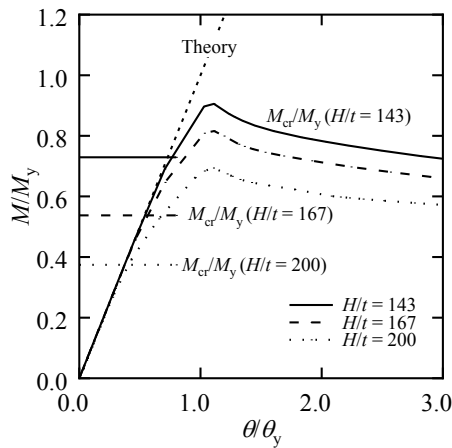
Fig.4.13 Effects of width–thickness ratio on ultimate strength ($B/H = 0.3$)



(a) Pure bending



(b) One end bending



(c) Antisymmetric bending
(A) $L/H = 4$

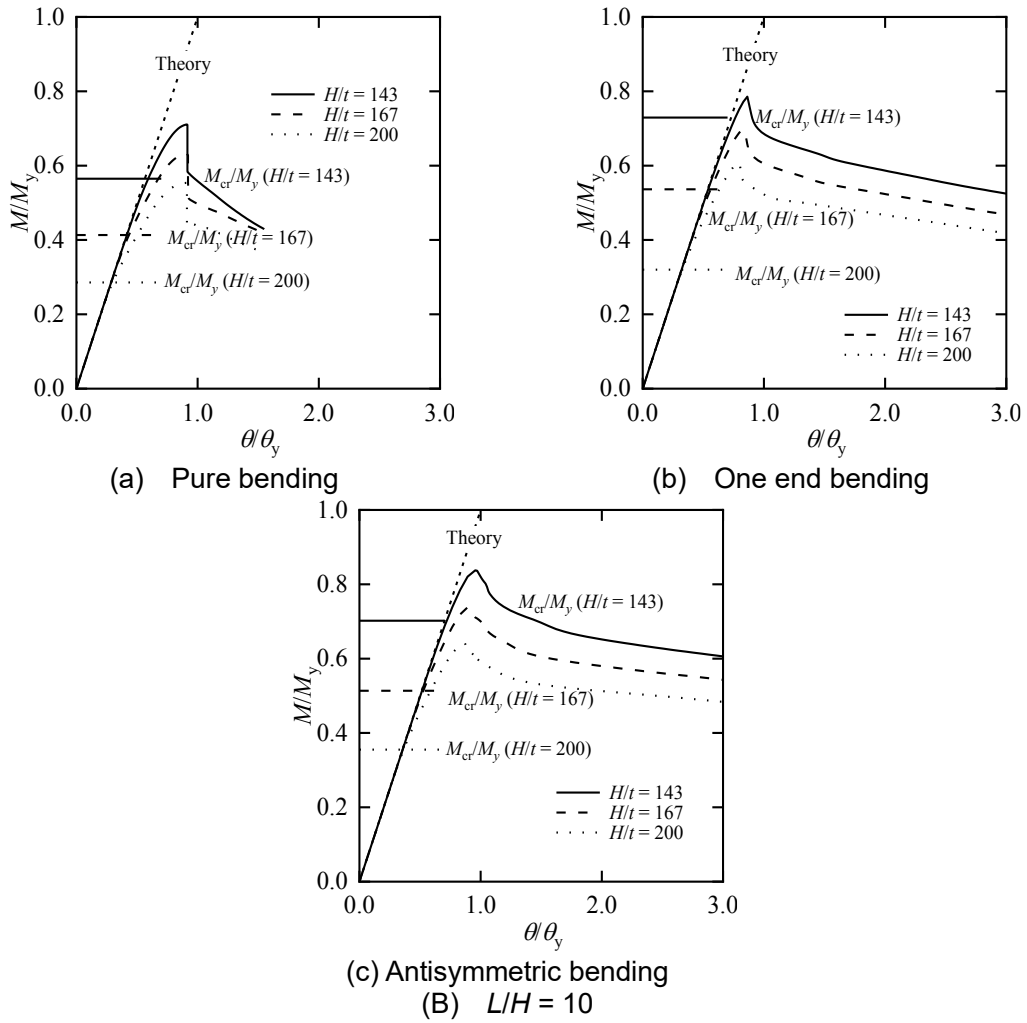
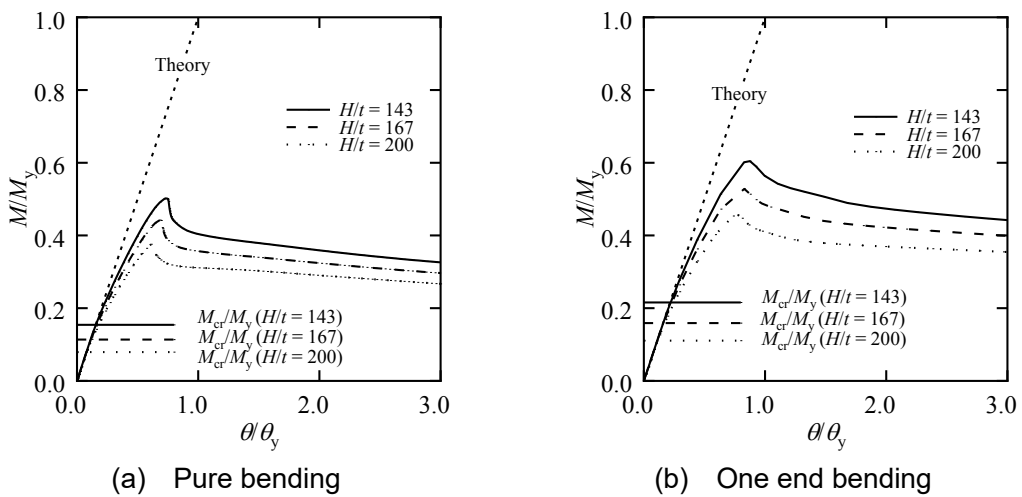
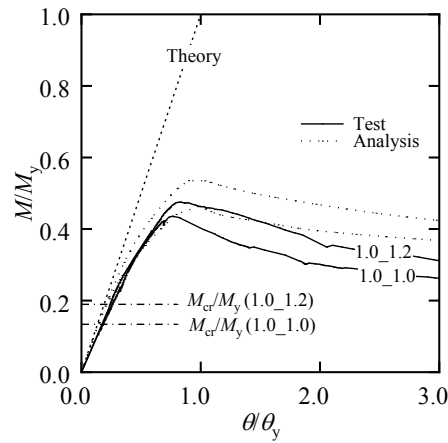
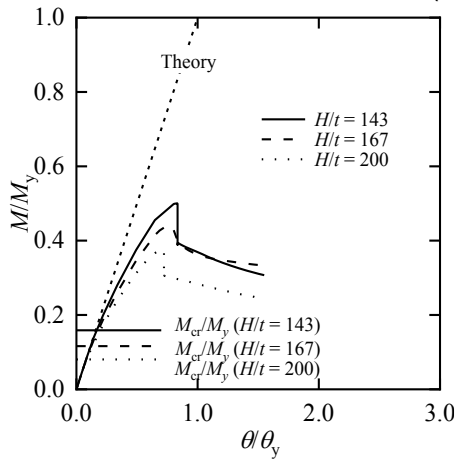


Fig. 4.14 Effects of width-thickness ratio on ultimate strength ($B/H = 0.5$)

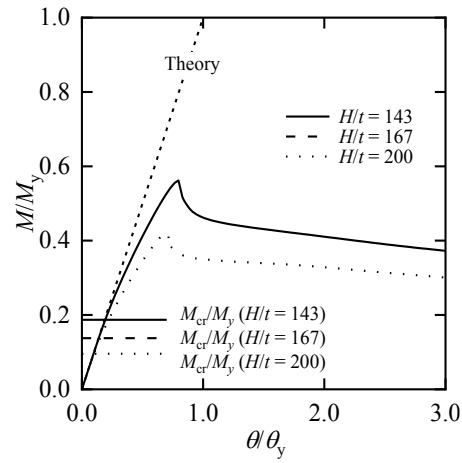




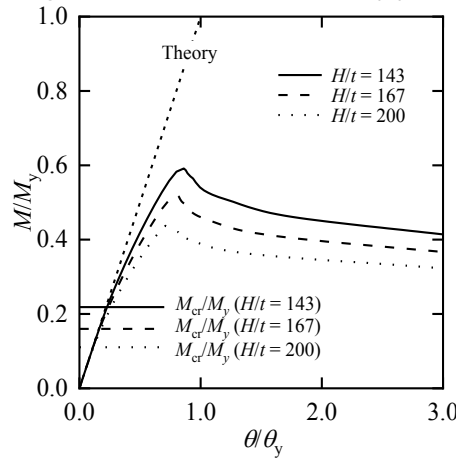
(c) Antisymmetric bending
(A) $L/H = 4$



(a) Pure bending



(b) One end bending



(c) Antisymmetric bending
(B) $L/H = 10$

Fig. 4.15 Effects of width-thickness ratio on ultimate strength ($B/H = 1.0$)

4.5.3 板要素辺長比の影響

座屈後耐力に及ぼす板要素辺長比 L/H の影響を明らかにするため、図 4.16 に板要素辺長比をパラメータとした荷重-変位関係($M/M_y - \theta/\theta_y$)を示す。図には、断面辺長比 $B/H = 0.3$ について示しており、板要素辺長比は $L/H = 3, 4$ の2種類について検討する。荷重条件は逆対称曲げである。なお、図には実験結果と解析結果をそれぞれ示す。図から、板要素辺長比が3の試験体 0.3_1.0_s の実験における初期剛性は解析と比較してやや低く、最大耐力以降の座屈後挙動は急激に耐力が低下していることが分かる。このことは、写真 4.1(A)(f)に示す通り最終的な座屈変形が大きくなる位置が下側フランジになることで、このような座屈後挙動となっていることが考えられる。

さらに座屈後耐力に及ぼす板要素辺長比 L/H の影響を詳細に明らかにするため、図 4.17 に最大耐力(M_{\max}/M_y)と板要素辺長比(L/H)の関係を示す。部材形状は断面辺長比が 0.3, 0.5, 1.0 の場合を示しており、板厚 t は 1.0 mm である。荷重条件は曲げモーメント勾配が $\beta = 0, 1, 2$ の3種類の場合を示す。なお、図には解析結果を示している。図(a)は純曲げ、図(b)は一端曲げ、図(c)は逆対称曲げを受ける場合である。図(a)から、純曲げを受ける場合は断面辺長比によらずに、座屈後耐力に及ぼす板要素辺長比の影響は大きくないことが分かる。また図(b)から、一端曲げを受ける場合は断面辺長比によらずに板要素辺長比の増大に伴い座屈後耐力は小さくなることが分かる。さらに図(c)から、逆対称曲げを受ける場合は板要素辺長比が小さい範囲では板要素辺長比の増大に伴い座屈後耐力は大きくなり、板要素辺長比が 4 以上になると座屈後耐力は徐々に低下する。これは、座屈形式がせん断型から曲げ型に変化していることが要因の一つであると考えられる。

そこで、最終変形形状に及ぼす板要素辺長比の影響を検討するため、図 4.18 に解析による板要素辺長比が 2 と 10 の最終変形形状を示す。なお、荷重条件は逆対称曲げである。図から、板要素辺長比が 2 の場合はウェブ全体で座屈変形が生じているのに対して、板要素辺長比が 10 の場合は端部で座屈変形が生じている。板要素辺長比が小さく曲げモーメント勾配が大きいとせん断による影響が卓越し、板要素辺長比が大きいと曲げによる影響が大きくなることが分かる。

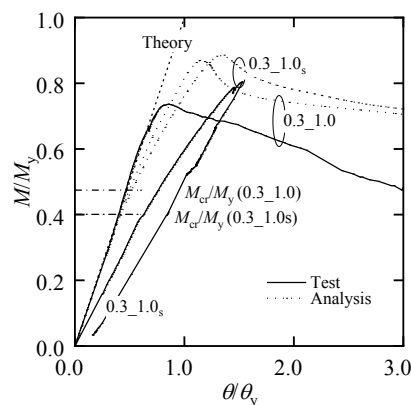


Fig. 4.16 Effects of aspect ratio of plate element on buckling behavior

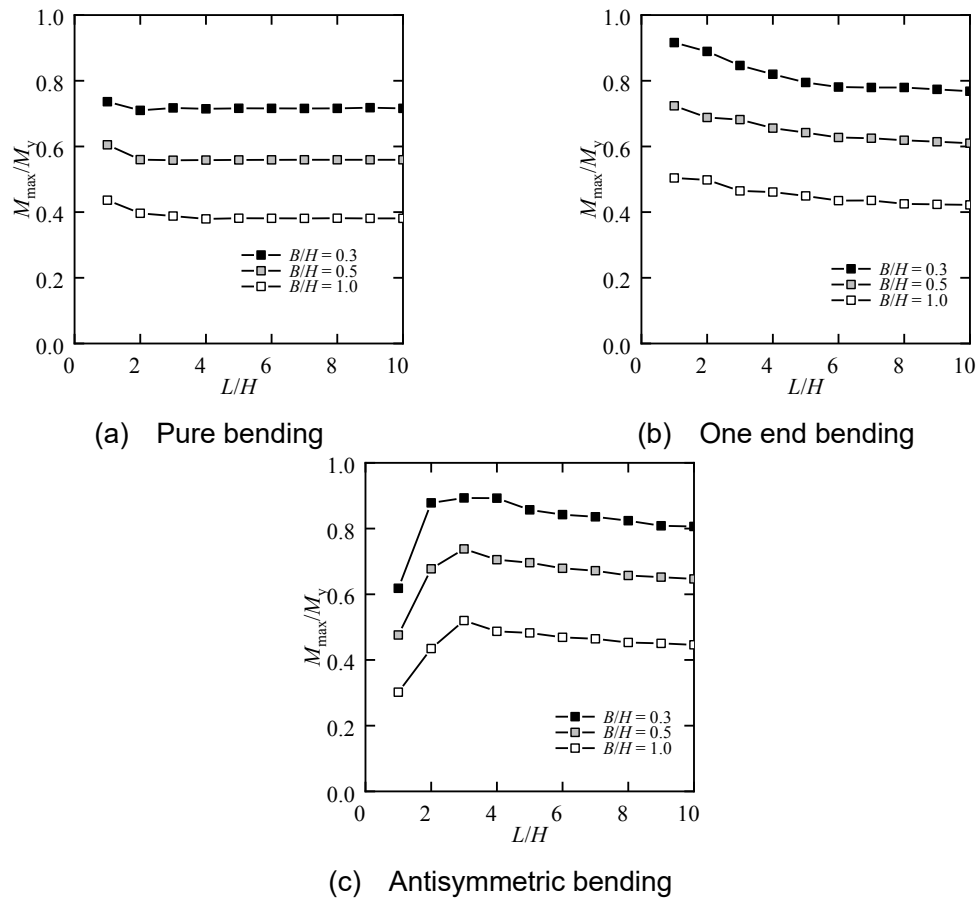
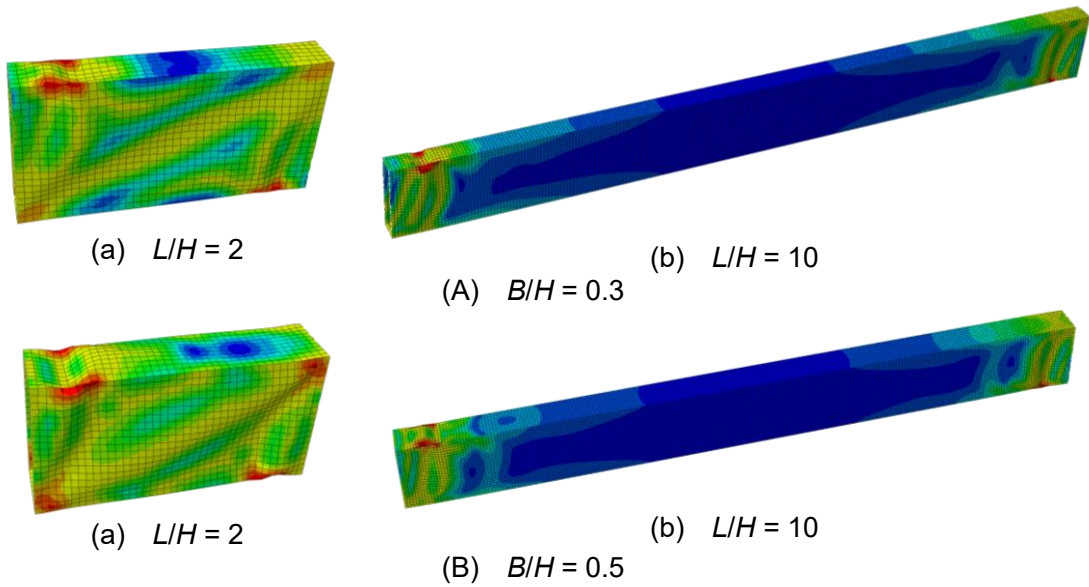


Fig. 4.17 Effects of aspect ratio of plate element on ultimate strength



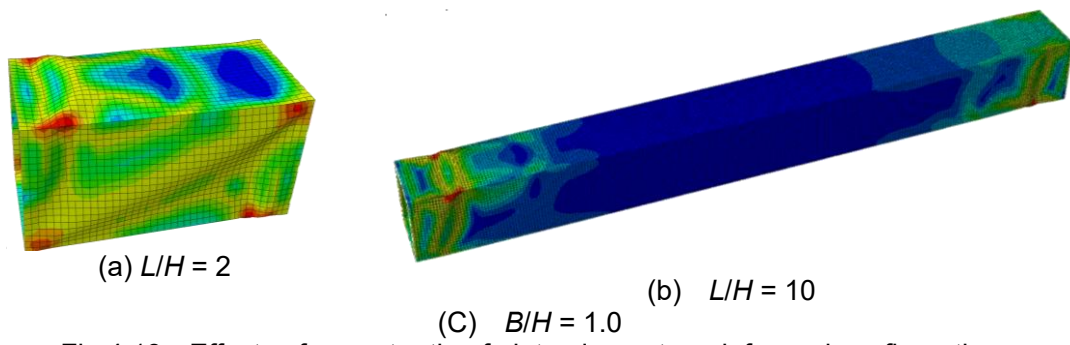


Fig 4.18 Effects of aspect ratio of plate element on deformed configuration

4.6 大変形挙動に及ぼす荷重条件の影響

本節では、セン断曲げと圧縮を受ける薄板角形鋼管部材の座屈後耐力に及ぼす荷重条件の影響を載荷実験と有限要素解析により検討する。なお、本研究では座屈後耐力に及ぼす曲げモーメント勾配 β と軸力比 p の影響について検討する。形状初期不整は最小固有値の座屈モードに基づき最大元たわみは板厚の10%となるように入力している。また、エネルギー法による弾性局部座屈耐力(M_{cr}/M_y)も示している。

4.6.1 曲げモーメント勾配の影響

まず、曲げモーメント勾配 β が座屈後耐力に及ぼす影響を明らかにするため、図4.19に曲げモーメント勾配をパラメータとした荷重-変位関係($M/M_y-\theta/\theta_y$)を示す。図には、曲げモーメント勾配が $\beta=0, 1, 2$ の3種類について示しており、板要素辺長比は $L/H=4, 10$ の2種類について検討し、板厚は1.0mmである。なお、板要素辺長比が4で純曲げ及び逆対称曲げを受ける場合の図には実験結果と解析結果をそれぞれ示している。また、その他の条件における図には解析結果のみを示している。図(A)は断面辺長比が0.3、図(B)は断面辺長比が0.5、図(C)は断面辺長比が1.0である。また、図(a)は板要素辺長比が4、図(b)は板要素辺長比が10である。図(A)はウェブで局部座屈が発生する断面辺長比0.3である。図(a)には板要素辺長比が4で実験及び解析結果の解析結果を示している。図から、曲げモーメント勾配の増大に伴い座屈後耐力は増加する。このことは、局部座屈耐力と同様な傾向であるといえる。さらに、図(b)に板要素辺長比が10の場合の解析結果を示す。図から、板要素辺長比が10の場合も同様に曲げモーメント勾配の増大に伴い、座屈後耐力は大きくなる。図(B)はフランジで局部座屈が発生する断面辺長比0.5である。図から、板要素辺長比によらずに曲げモーメント勾配の増大に伴い座屈後耐力は増加しており、局部座屈耐力と同様な傾向であることが分かる。図(C)はフランジで局部座屈が発生する断面辺長比1.0である。図(a)には板要素辺長比が4で実験及び解析結果の解析結果を示している。図から、曲げモーメント勾配の増大に伴い座屈後耐力は増加しており、局部座屈耐力と同様な傾向であることが分かる。また、実験における大変形挙動は解析と比較して座屈後耐力が概ね一致している。

以上の結果から、断面辺長比と板要素辺長比によらず曲げモーメント勾配の増大に伴い座屈後耐力は増加していることが確認された。また、座屈後耐力は局部座屈耐力と同様な傾向を示しており、座屈後耐力を評価するためには局部座屈耐力に基づいて行うことが有効であると考えられる。

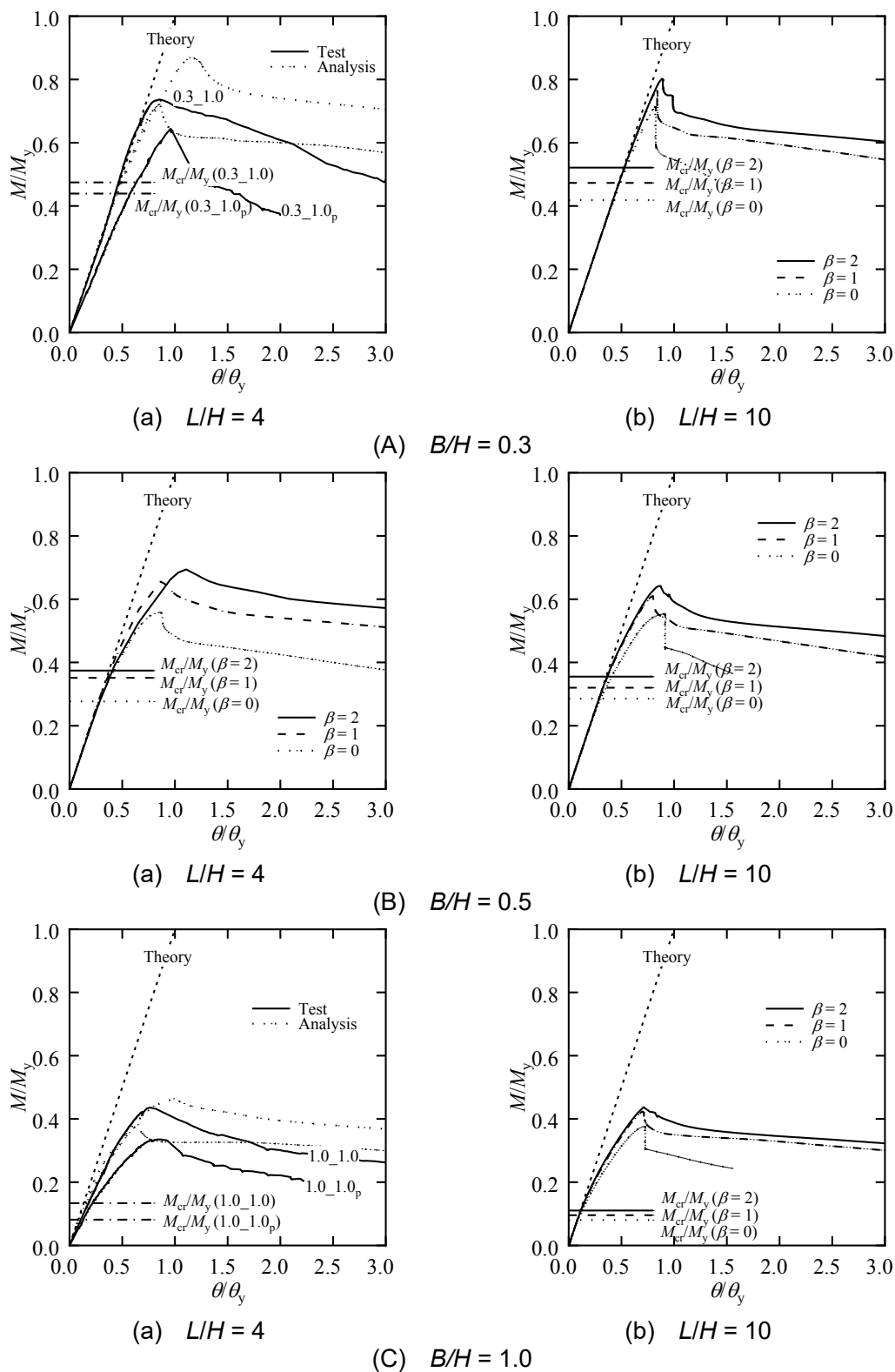


Fig. 4.19 Effects of gradient of bending moment on ultimate strength

最終変形形状に及ぼす曲げモーメント勾配の影響を検討するために、図 4.20 に解析による純曲げまたは逆対称曲げを受ける場合の最終変形形状を示す。なお、図(A)は断面辺長比が 0.3、図(B)は断面辺長比が 0.5、図(C)は断面辺長比が 1.0 であり、板要素辺長比は 4 の場合を示す。図から、純曲げを受ける場合の最終変形形状は圧縮フランジの中央付近で最終的な座屈変形が大きくなっているのに対して、逆対称曲げを受ける場合の最終変形形状は部材両端の圧縮領域で最終的な座屈変形が大きくなっている。このことは断面辺長比によらずに認められる。また、局部座屈が発生する板要素によらずに最終的な座屈変形はフランジで大きくなっていることが分かる。

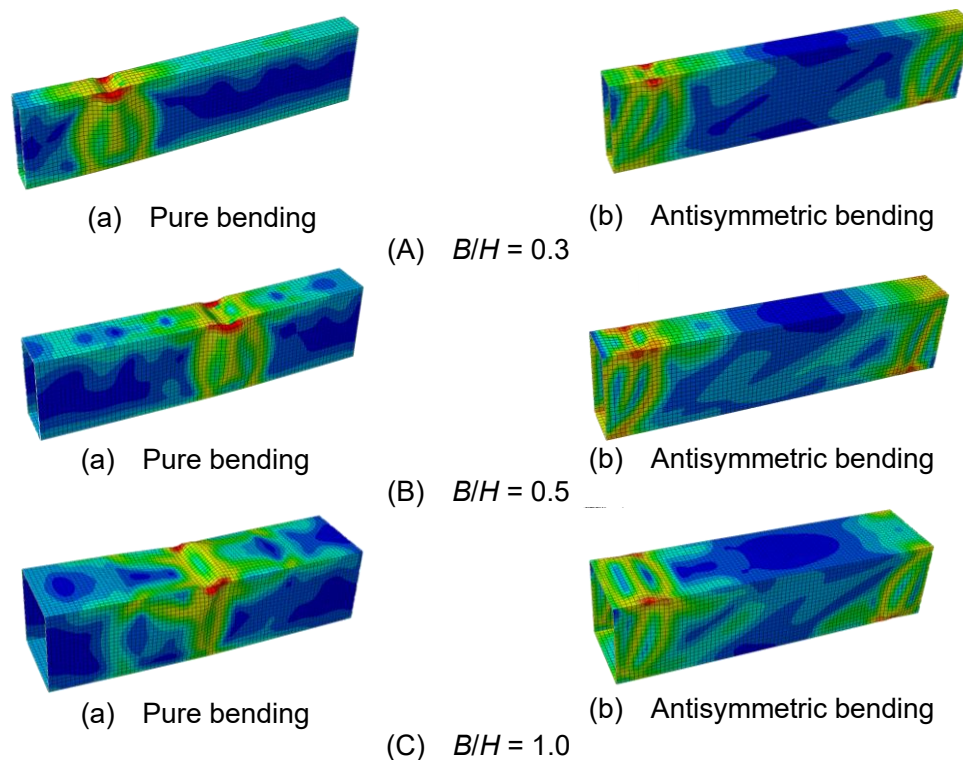


Fig 4.20 Effects of gradient of bending moment on deformed configuration

4.6.2 軸力比の影響

ここから、座屈後耐力に及ぼす軸力比の影響を検討する。ここで、本研究で扱う軸力比について示す。軸力比は降伏軸力に対する作用軸力の比率 n と座屈軸力に対する作用軸力の比率 p の2種類が考えられる。図4.21に降伏軸力比及び座屈軸力比と実際に作用する軸力の大きさの関係を示す。なお、降伏耐力は材料の引張試験結果によって得られた降伏応力度を各部材の断面積で除した値を用いており、座屈耐力はエネルギー法によって得られた純圧縮時の座屈応力度を各部材の断面積で除した値を用いる。図(a)は断面形状が0.3 (200×60×1.0)の場合、図(b)は断面辺長比が0.5 (200×100×1.0)の場合である。図の縦軸は作用する軸力の大きさであり、横軸は降伏軸力比及び座屈軸力比としている。図から、座屈軸力は降伏軸力と比較して非常に小さいことが分かる。つまり、降伏軸力比を本研究で用いて解析を行うと純圧縮状態で座屈することが考えられる。そのため、本研究では座屈軸力比を用いることとする。

図4.22に軸力比をパラメータとした荷重-変位関係($M/M_y - \theta/\theta_y$)を示す。なお、有限要素法による解析結果を示している。荷重条件は軸力比 $p = 0, 0.3$ と逆対称曲げを受ける場合である。部材形状は板要素辺長比が $L/H = 4, 10$ の2種類について検討し、板厚が1.0 mmである。図(A)は断面辺長比が0.3、図(B)は断面辺長比が0.5、図(C)は断面辺長比が1.0である。また、図(a)は板要素辺長比が4、図(b)は板要素辺長比が10である。

図(A)はウェブで局部座屈が発生する断面辺長比0.3である。図(a)の板要素辺長比が4の場合、圧縮と逆対称曲げが加わると逆対称曲げのみの場合と比較して屈後耐力は小さくなる。このことは、局部座屈耐力と同様な傾向であるといえる。さらに、図(b)の板要素辺長比が10の場合も同様に圧縮と逆対称曲げが加わると逆対称曲げのみの場合と比較して座屈後耐力は減少する。図(B)はフランジで局部座屈が発生する断面辺長比0.5である。図(a)の板要素辺長比が4の場合、軸力比が座屈後耐力に及ぼす影響は大きくないことが分かる。このことは、局部座屈耐力と同様な傾向であるといえる。また、板要素辺長比が10の場合も同様である。図(C)はフランジで局部座屈が発生する断面辺長比1.0である。図(a)の板要素辺長比が4の場合、軸力比が座屈後耐力に及ぼす影響は大きくないことが分かる。このことは、局部座屈耐力と同様な傾向であるといえる。また、板要素辺長比が10の場合も同様である。

以上の結果から、今回検討を行った軸力比の範囲では軸力比が座屈後耐力に及ぼす影響は大きくないことが分かる。

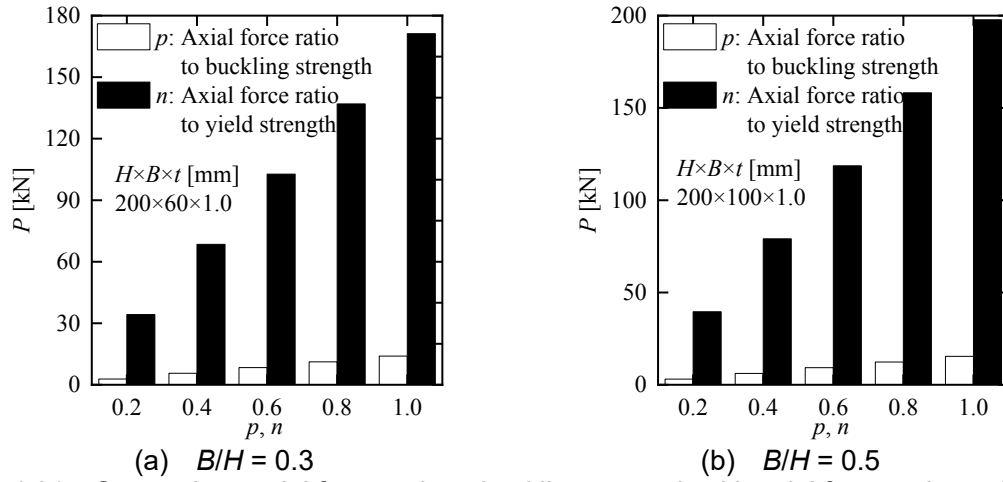
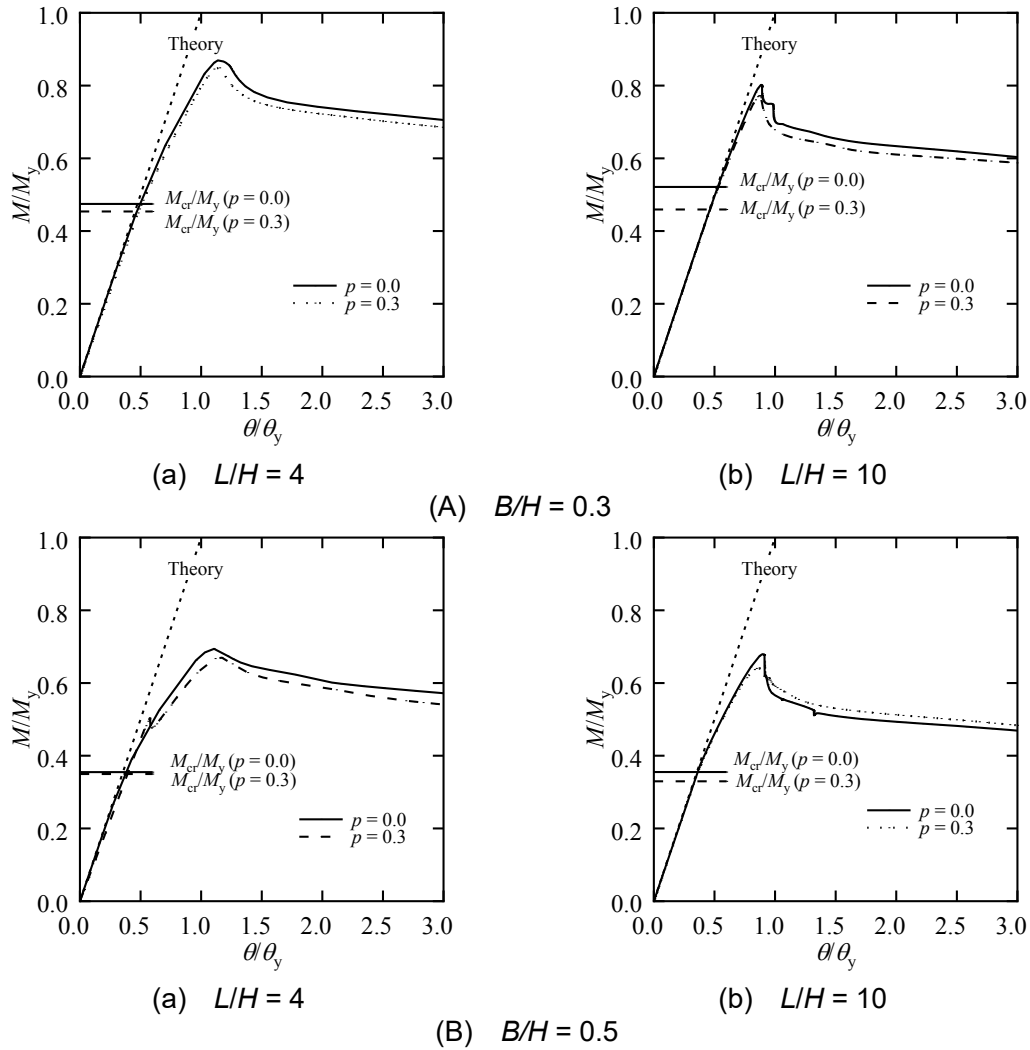


Fig. 4.21 Comparison axial force ratio to buckling strength with axial force ratio to yield strength



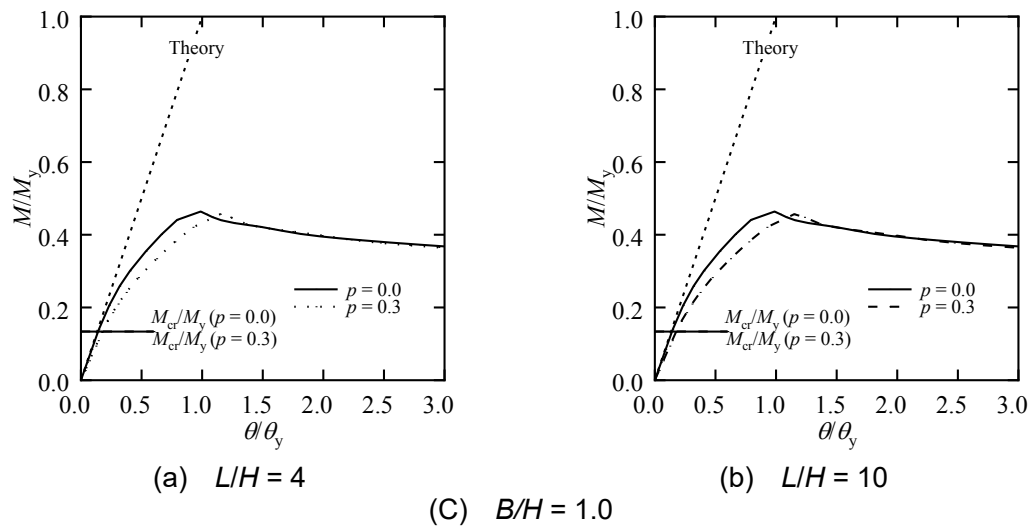


Fig. 4.22 Effects of axial force ratio on ultimate strength

4.7 まとめ

本章では、セン断曲げと圧縮を受ける薄板角形鋼管部材の座屈挙動と座屈後挙動を載荷実験と有限要素解析により検討し、双方の妥当性を検証したうえで座屈後耐力に及ぼす曲げモーメント勾配・軸力比・断面辺長比・幅厚比・板要素辺長比の影響を解明した。

まず、実験と解析の大変形挙動を比較すると純曲げを受ける場合は初期剛性が低いものの、最大耐力は概ね一致していることを示した。一方で、逆対称曲げを受ける場合は初期剛性及び最大耐力は概ね一致していることを確認した。さらに最終変形形状についても実験と解析の結果は概ね良い対応であることから、同様な解析を行うことで十分妥当な結果が得られることを示した。大変形挙動に及ぼす曲げモーメント勾配の影響については、曲げモーメント勾配の増大に伴い座屈後耐力は大きくなることを示した。大変形挙動に及ぼす軸力比の影響については、軸力比の増大に伴い座屈後耐力は小さくなるものの今回検討した軸力比の範囲では座屈後耐力に及ぼす軸力比の影響は大きくないことを示した。大変形挙動に及ぼす断面辺長比の影響については、断面辺長比の増大に伴い座屈後耐力は小さくなることを示した。大変形挙動に及ぼす板要素辺長比の影響について、純曲げを受ける場合は座屈後耐力に及ぼす板要素辺長比の影響は大きくはないのに対して、セン断曲げを受ける場合は板要素辺長比の増大に伴い座屈後耐力は小さくなることを示した。また、いずれの条件についても座屈後耐力は局部座屈耐力と同様な傾向であり、座屈後耐力を評価するために座屈耐力に基づく方が有効であることを示した。

第5章

せん断曲げと圧縮を受ける 薄板角形鋼管部材の新規耐力設計法

5.1	はじめに	94
5.2	有効幅に基づく最大耐力評価手法	95
5.3	局部座屈耐力に基づく最大耐力評価手法 Direct strength method(DSM)	96
5.4	新規耐力設計法の提案	103
5.5	まとめ	106

5.1 はじめに

前章まででは、せん断曲げと圧縮を受ける薄板角形鋼管部材の座屈性状と座屈後性状を実験と解析により検討し、座屈耐力と座屈後耐力に及ぼす荷重条件と部材形状の影響を明らかにした。そして、薄板部材は局部座屈発生後に耐力が上昇することが確認された。そのため、薄板部材を有効に使用するためには座屈後耐力を正確に評価することが重要である。

その座屈後最大耐力の評価に有効幅に基づく有効幅法や弾性局部座屈耐力に基づくDSM(Direct Strength Method)が採用されている^{7), 8)}。有効幅法では純圧縮を受ける四辺単純支持平板を対象に、薄板部材が座屈後に変形が大きくなる範囲では応力を負担できない無効領域となり、支持辺付近では応力を負担できる有効幅としている。その有効幅に基づいて座屈後の耐力を類推しており、現在では、曲げやせん断を受ける場合についても拡張がなされている。このような手法が日本の座屈設計式として採用されているものの単一平板を対象としており部材の構造性能を正確に評価できるかは定かではない。一方で、DSMでは純圧縮や純曲げを受けるリップ溝形断面などの開断面部材を対象に、局部座屈耐力に基づいた基準化幅厚比を用いて降伏耐力からの低下率として座屈後耐力を予測している。このような手法がAISIで採用されているものの簡略化された荷重を受ける開断面部材を対象としており、せん断曲げのような複雑な荷重条件の場合や薄板角形鋼管のような閉断面部材についても適用可能であるかは定かではない。

そこで、本章ではせん断曲げと圧縮を受ける薄板角形鋼管部材の座屈後耐力評価手法として有効幅及び座屈耐力に基づく手法が適用可能であるかをそれぞれ載荷実験と有限要素解析結果を用いて検証し、双方の妥当性や問題点を改めて整理する。そして、せん断曲げと圧縮を受ける薄板角形鋼管部材の新規耐力設計法の提案を行うことを目的とする。

5.2 有効幅に基づく最大耐力評価手法

本節では、日本の座屈設計式として採用されている有効幅に基づく座屈後耐力評価手法がせん断曲げを受ける薄板角形鋼管部材の座屈後耐力評価についても適用可能であるかを明らかにするため実験と解析により検証する。

有効幅は Karman によって仮定されたものであり、純圧縮を受ける四辺単純支持平板は局部座屈後に変形が集中する範囲では応力を負担できずに、最大耐力時には両辺の支持辺からの幅 $b_e/2$ で降伏応力度が分布するものとしてモデル化を行っている¹⁰⁾。その幅 b_e を有効幅としており、基準化幅厚比によって式(5.1)で表されている。

$$\frac{b_e}{b} = \frac{\pi t}{\sqrt{3(1-\nu^2)}} \sqrt{\frac{E}{\sigma_y}} = 1.9 \frac{t}{b} \sqrt{\frac{E}{\sigma_y}} \quad (5.1)$$

ここに、 b は薄板の全幅、 t は板厚である。なお、式(5.1)は全幅と有効幅の関係式であるが、最大圧縮応力度を降伏応力度で除した基準化最大耐力に対応する。

$$\frac{\sigma_u}{\sigma_y} = \frac{b_e}{b} = 0.95 \frac{t}{b} \sqrt{\frac{kE}{\sigma_y}} \quad (5.1')$$

ここに、 k は座屈係数で純圧縮を受ける四辺単純支持平板の座屈係数 4 としている。

式(5.1)は幅厚比が大きい板要素ではよい対応を示すものの、幅厚比が大きい板要素では実験値との対応が良くないことを Winter が指摘し、実験結果に基づき補正を行っており、式(5.2)で表されている。

$$\frac{b_e}{b} = 1.9 \left(\frac{t}{b} \right) \sqrt{\frac{E}{\sigma_y}} \left\{ 1 - 0.475 \left(\frac{t}{b} \right) \sqrt{\frac{E}{\sigma_y}} \right\} \quad (5.2)$$

なお、式(5.2)はフランジがウェブに二辺支持されたハット形断面部材の実験的研究から補正が行われている。現在、AISI 基準では式(5.2)の係数を修正することで採用されている。

$$\frac{b_e}{b} = 1.9 \left(\frac{t}{b} \right) \sqrt{\frac{E}{\sigma_y}} \left\{ 1 - 0.415 \left(\frac{t}{b} \right) \sqrt{\frac{E}{\sigma_y}} \right\} \quad (5.2')$$

これらの式は純圧縮時についてであるが、その後面内曲げや面内せん断を受ける場合についても有効幅の概念が拡張されている。それらの荷重条件に応じた有効幅に基づく最大耐力は式(5.3)によって表される⁷⁾。

$$\frac{\sigma_u}{\sigma_y} = \frac{\lambda_p^*}{\lambda^*} \quad (\lambda^* \geq \lambda_e^*) \quad (5.3a)$$

$$\frac{\sigma_u}{\sigma_y} = (\alpha - 1) \left(\frac{\lambda^*}{\lambda_e^*} \right)^2 + 1 \quad (\lambda^* \leq \lambda_e^*) \quad (5.3b)$$

ここで、 λ^* :降伏応力度を弾性局部座屈応力度で除した値 $(= (b/t) \sqrt{\sigma_y / (kE)})$ 、 λ_p^* : 塑性限界

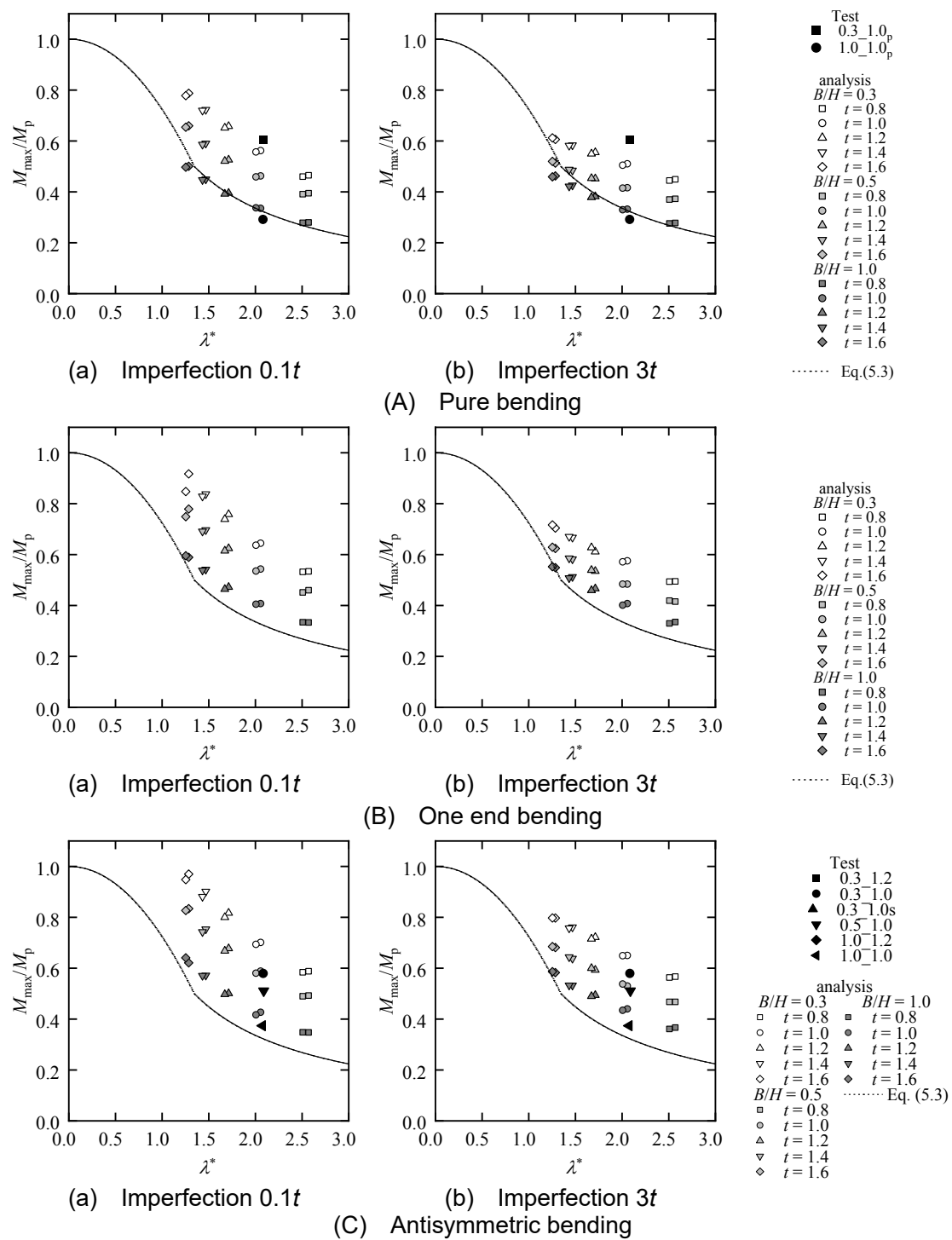
幅厚比 $(=\lambda_e^* (3\alpha-1)/(2\alpha))$, λ_e^* : 弾性限界幅厚比 $(=\sqrt{0.9/\alpha})$, b/t : 板要素の幅厚比, σ_y : 降伏応力度, E : ヤング係数, k : 板の座屈係数, α : 降伏応力度に対する比例限度の比であり 0.5 としている. なお, 塑性限界幅厚比は弾性座屈曲線の接線と降伏応力度の交点である. また, 板の座屈係数は単一平板の代表的な境界条件及び荷重条件のものを参照している. さらに, 純圧縮あるいは純せん断を受ける場合は降伏荷重に対する比率で座屈後耐力をしているため板の座屈係数をそのまま使用しているが, 曲げを受ける場合は全塑性モーメントに対する比率で座屈後耐力を評価するため, 板座屈係数を 1.5 で除した値を用いている.

なお, 既往の研究では圧縮・曲げ・せん断を受ける四辺単純支持平板の座屈後耐力は精度よく評価できることを数値解析により明らかにしており, 座屈設計指針にも示されている^{7, 15)}. しかし, 板要素辺長比が 1 や 3 といった比較的短いアルミニウム合金の平板を対象としており, セン断曲げを受ける薄板角形鋼管部材についても同様に座屈後耐力を適切に評価できるかは明らかにされていない.

そこで, 図 5.1 にセン断曲げを受ける薄板角形鋼管部材について実験と解析によって得られた基準化最大耐力 M_{\max}/M_p と基準化幅厚比 λ^* の関係を示す. 図では式(5.3)の耐力評価式も表している. 荷重条件について, 図(A)は純曲げ, 図(B)は一端曲げ, 図(C)は逆対称曲げを受ける場合である. なお, 純曲げあるいは逆対称曲げを受ける場合の図には実験と解析結果を示しており, 一端曲げを受ける場合の図には解析結果のみを示している. また, 解析における形状初期不整の最大元たわみは図(a)が $0.1t$, そして安全側の評価を意図して図(b)が $3t$ である. さらに, 解析には 2 種類の材料データを用いている. 横軸の基準化幅厚比算出において, 板の座屈係数は純曲げを受ける四辺単純支持平板の座屈係数である 23.9 を使用している. なお, 全塑性モーメントに対する比率で座屈後耐力を算出するため座屈係数を 1.5 で除した 15.9 としている.

図(A)から, 純曲げを受ける場合は基準化幅厚比の増大に伴い基準化最大耐力は低下しており, 断面辺長比が 1.0 の場合は実験と解析及び評価式の対応が良いのに対して, 断面辺長比が 0.3 や 0.5 の場合はやや安全側な評価となっていることが分かる. これは, 評価式では単一平板を対象としており部材形状の影響が十分に考慮されていないことが要因の一つであると考えられる. また図(B)から, 一端曲げを受ける場合の解析結果についても同様に基準化幅厚比の増大に伴い基準化最大耐力は低下しており, 断面辺長比が 1.0 の場合では評価式はやや安全側ではあるものの良い対応を示していることが分かる. 一方で, 断面辺長比が 0.3 や 0.5 場合の解析結果と評価式を比較すると過度に安全側な評価となっていることが分かる. これは, 断面形状による影響だけでなく, 簡略化された荷重条件もとにした評価式であることが要因の一つであると考えられる. また, 図(C)の逆対称曲げを受ける場合についても同様に実験と解析結果及び座屈後耐力評価式を比較すると大まかに傾向を追えているものの, 詳細な傾向を捉えることができないと判断する. 同様に, 単純な荷重条件や境界条件から算出された板の座屈係数が使用されており, 板要素の連成やセン断曲げ相互作用が十分に考慮されていないことや, 単一平板を対象としており部材形状の影響が十分には考

慮されていないことが要因の一つであると考えられ、有効幅に基づく最大耐力評価手法ではせん断曲げを受ける薄板角形鋼管部材の座屈後耐力を十分には評価することができないといえる。



5.3 局部座屈耐力に基づく最大耐力評価手法 Direct strength method(DSM)

本節では、AISI で採用されている局部座屈耐力に基づく座屈後耐力評価手法がせん断曲げを受ける薄板角形鋼管部材の座屈後耐力評価についても適用可能であることを明らかにするため実験と解析により検証する。

DSM は Schafer らによって開発された薄板部材の座屈後耐力評価手法であり、固有値解析から得られた座屈耐力を用いて最大耐力を予測する手法である。座屈固有値解析には無償提供されている有限帯板解析 CUFSM を使用することで座屈耐力が得られる。そして、圧縮材が局部座屈・曲げ材が局部座屈・圧縮材がゆがみ座屈・曲げ材がゆがみ座屈する場合についての座屈後耐力算定式が提案されている。なお、座屈後耐力算定式はリップ溝形断面・ハット形断面・Z 形断面及びそれらを折り曲げ加工した部材などの開断面部材を対象としている。なお、この手法は降伏耐力に対する基準化最大耐力 M_{\max}/M_y を座屈耐力による基準化最大耐力 $\sqrt{M_y/M_{cr}}$ の関数として表した評価式で荷重条件と座屈形式に応じて式(5.4)、(5.5)のように与えられる。なお、以下の式は局部座屈形式の場合について示している。

For local buckling (under compression)

$$\frac{N_{\max}}{N_y} = 1 \left(\sqrt{\frac{N_y}{N_{cr}}} \leq 0.776 \right) \quad (5.4a)$$

$$\frac{N_{\max}}{N_y} = \left[1 - 0.15 \left(\frac{N_{cr}}{N_y} \right)^{0.4} \right] \left(\frac{N_{cr}}{N_y} \right)^{0.4} \left(\sqrt{\frac{N_y}{N_{cr}}} > 0.776 \right) \quad (5.4b)$$

For local buckling (under bending)

$$\frac{M_{\max}}{M_y} = 1 \left(\sqrt{\frac{M_y}{M_{cr}}} \leq 0.776 \right) \quad (5.5a)$$

$$\frac{M_{\max}}{M_y} = \left[1 - 0.15 \left(\frac{M_{cr}}{M_y} \right)^{0.4} \right] \left(\frac{M_{cr}}{M_y} \right)^{0.4} \left(\sqrt{\frac{M_y}{M_{cr}}} > 0.776 \right) \quad (5.5b)$$

なお、既往の研究では圧縮・曲げを受ける開断面部材の座屈後耐力は精度よく評価できることを実験により明らかにされている^{9), 26)}。しかし、単純な応力状態での開断面部材について検討されており、せん断曲げを受ける薄板角形鋼管部材についても同様に座屈後耐力を適切に評価できるかは明らかにされていない。

そこで、図 5.2 にせん断曲げを受ける薄板角形鋼管部材について実験と解析によって得られた基準化最大耐力 M_{\max}/M_y と基準化幅厚比 $\sqrt{M_y/M_{cr}}$ の関係を示す。図では式(5.5)の耐力評価式も表している。荷重条件について、図(A)は純曲げ、図(B)は一端曲げ、図(C)は逆対称曲げを受ける場合である。なお、純曲げあるいは逆対称曲げを受ける場合の図には実験と解析結果を示しており、一端曲げを受ける場合の図には解析結果のみを示している。また、解析

における形状初期不整の最大元たわみは図(a)が $0.1t$ 、そして安全側の評価を意図して図(b)は $3t$ の場合を示している。さらに、解析には2種類の材料データを用いている。なお、横軸の基準化幅厚比における局部座屈耐力 M_{cr} はエネルギー法によって得られた結果を用いている。

図(A)から、純曲げを受ける場合の実験及び解析結果は基準化幅厚比の増大に伴い基準化最大耐力は低下しており、実験と解析結果は概ね一致している。また、実験と解析結果及び座屈後耐力評価式を比較すると概ね良い対応を示していることが分かる。図(B)から、一端曲げを受ける場合の解析結果についても同様に基準化幅厚比の増大に伴い基準化最大耐力は低下しており概ね評価ができているものの、解析結果と座屈後耐力評価式を比較すると最大元たわみが板厚の10%の場合はやや安全側な評価となることが分かる。また、図(C)の逆対称曲げを受ける場合の解析結果についても同様に基準化幅厚比の増大に伴い基準化最大耐力は低下しており概ね評価ができているものの、解析結果と座屈後耐力評価式を比較すると最大元たわみが板厚の10%の場合はやや安全側な評価となることが分かる。以上の結果から、DSMは純曲げを受ける薄板角形鋼管部材の座屈後耐力算定には十分適用可能であり、局部座屈耐力を正確に評価することで、座屈後耐力の評価が可能になるといえる。しかし、せん断曲げを受ける場合は最大元たわみが板厚の10%とするとやや安全側な評価となり、曲げモーメント勾配に応じた評価手法が必要であると考えられる。

次に、せん断曲げと圧縮を受ける薄板角形鋼管部材についても同様に、図5.3に解析によって得られた基準化最大耐力 M_{max}/M_y と基準化幅厚比 $\sqrt{M_y/M_{cr}}$ の関係を示す。図では式(5.5)の耐力評価式も表している。荷重条件については一例として、図(a)は逆対称曲げと軸力比0.3が作用する場合、図(b)は逆対称曲げと軸力比0.6が作用する場合である。図から、逆対称曲げと圧縮を受ける場合の解析結果は基準化幅厚比の増大に伴い基準化最大耐力は低下しているものの、解析結果と評価式を比較すると評価式はやや安全側となっていることが分かる。しかし、軸力比が0.3の場合と0.6の場合を比較すると基準化最大耐力に及ぼす軸力比の影響は大きくはないものの軸力比の増大に伴い基準化最大耐力は多少小さくなるといえる。

これらの検討から、せん断曲げと圧縮を受ける薄板角形鋼管部材の座屈後耐力算定には、曲げモーメント勾配と軸力比の影響を考慮したうえで、座屈耐力に基づく最大耐力評価手法が適当であることが分かる。

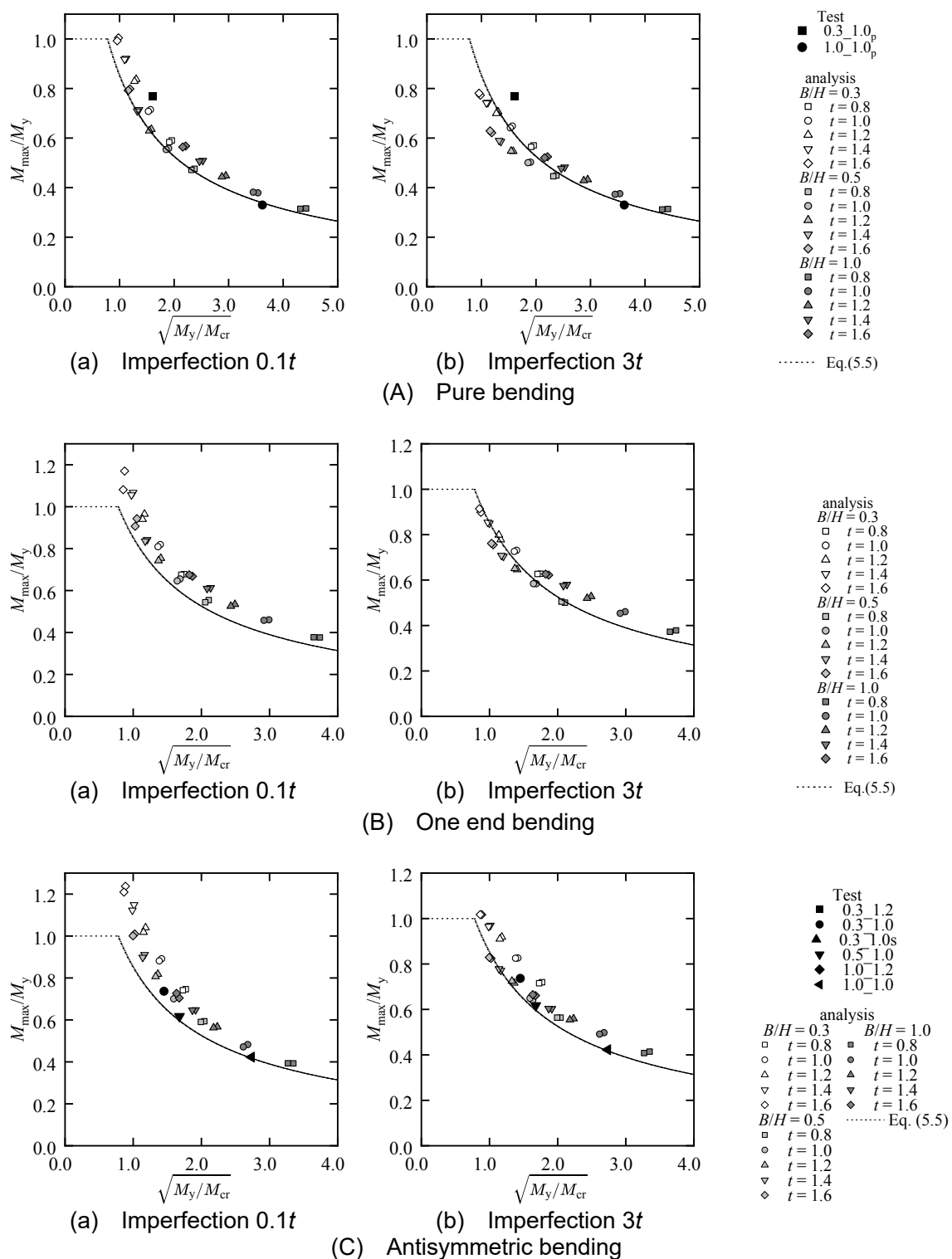
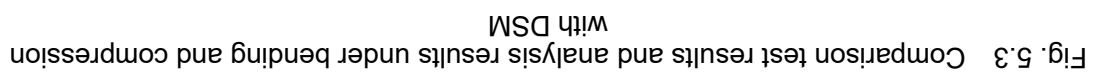


Fig. 5.2 Comparison test results and analysis results under bending with DSM



5.4 新規耐力設計法の提案

前節までの検討により，有効幅に基づく最大耐力評価手法では座屈係数の算出に板要素の連成やせん断曲げの影響が考慮されていないことから，薄板角形鋼管部材の座屈後耐力を十分には評価できないことを示した．一方で，座屈耐力に基づく最大耐力評価手法は，薄板角形鋼管部材の場合についても概ね評価ができるものの，せん断曲げの影響が考慮されていないため正確な座屈後耐力算定には曲げモーメント勾配の影響を考慮する必要があることを示した．

そこで本節では，薄板角形鋼管部材の座屈後耐力評価式を再構築することで曲げモーメント勾配と圧縮の影響を考慮したうえで座屈固有値に基づく最大耐力評価手法の提案を行う．図 5.4 に純曲げ・一端曲げ・逆対称曲げを受ける薄板角形鋼管部材の実験と解析によって得られた基準化最大耐力 M_{\max}/M_y と基準化幅厚比 $\sqrt{M_y/M_{cr}}$ の関係を示す．なお，最大元たわみは板厚の 10% の場合を示している．前述のとおり，曲げモーメント勾配の増大に伴い基準化最大耐力が大きくなることが確認されたため，曲げモーメント勾配ごとに最大耐力評価を行う．なお，純曲げを受ける場合については式 5.5 を用いることで十分妥当な結果が得られるものとして，本研究では一端曲げ・逆対称曲げを受ける場合について検討する．座屈耐力に基づく新規耐力評価式(5.6)を基準として，式中の変数 $A \cdot B \cdot C$ を用いて純曲げあるいはせん断曲げを受ける薄板角形鋼管部材の座屈後耐力算定式とする．なお，本研究では精度良く安全側を捉え，幅厚比が比較的小さい範囲についても座屈後耐力が予測できる評価式の提案を行う．

$$\frac{M_{\max}}{M_y} = \frac{A}{\sqrt{M_y/M_{cr}} + B} + C \quad (5.6)$$

一端曲げ・逆対称曲げを受ける薄板角形鋼管部材の座屈後耐力を以下の式で近似する．なお，近似には最小二乗法を用いている．

One end bending

$$\frac{M_{\max}}{M_y} = \frac{0.84}{\sqrt{M_y/M_{cr}} + 0.08} + 0.15 \quad (5.7a)$$

Antisymmetric bending

$$\frac{M_{\max}}{M_y} = \frac{0.79}{\sqrt{M_y/M_{cr}} + 0.28} + 0.01 \quad (5.7b)$$

図 5.4 にせん断曲げを受ける薄板角形鋼管部材について実験と解析によって得られた基準化最大耐力 M_{\max}/M_y と基準化幅厚比 $\sqrt{M_y/M_{cr}}$ の関係を示しており，式(5.7)の耐力評価式も表している．図から，式(5.7)よりせん断曲げを受ける薄板角形鋼管部材の座屈後耐力の合理的な算定が可能になることが分かる．

次にせん断曲げと圧縮を受ける薄板角形鋼管部材の座屈後耐力算定式の提案を行う．図 5.5 に逆対称曲げと軸力比 0.3 及び逆対称曲げと軸力比 0.6 を受ける薄板角形鋼管部材の実験と解析によって得られた基準化最大耐力 M_{\max}/M_y と基準化幅厚比 $\sqrt{M_y/M_{cr}}$ の関係を示す．

前述のとおり，軸力比の増大に伴い基準化最大耐力が小さくなることが確認されたため，軸力比ごとに最大耐力評価を行う．なお，本研究では一例として逆対称曲げと軸力比が 0.3 の場合と逆対称曲げと軸力比が 0.6 の場合について検討する．なお，せん断曲げを受ける場合と同様に座屈耐力に基づく新規耐力評価式(5.6)を基準として，式中の変数 $A \cdot B \cdot C$ を用いて逆対称曲げと軸力比 0.3 及び逆対称曲げと軸力比 0.6 を受ける薄板角形鋼管部材の座屈後耐力算定式とする．逆対称曲げと軸力比 0.3 及び逆対称曲げと軸力比 0.6 の場合の座屈後耐力を以下の式で近似する．

Antisymmetric bending and axial force ratio 0.3

$$\frac{M_{\max}}{M_y} = \frac{1.22}{\sqrt{M_y/M_{cr}} + 0.08} + 0.06 \quad (5.8a)$$

Antisymmetric bending and axial force ratio 0.6

$$\frac{M_{\max}}{M_y} = \frac{1.20}{\sqrt{M_y/M_{cr}} + 0.03} + 0.09 \quad (5.8b)$$

図 5.5 にせん断曲げと圧縮を受ける薄板角形鋼管部材について解析によって得られた基準化最大耐力 M_{\max}/M_y と基準化幅厚比 $\sqrt{M_y/M_{cr}}$ の関係と式(5.8)の耐力評価式を示している．図から，式(5.8)よりせん断曲げ圧縮を受ける薄板角形鋼管部材の座屈後耐力の合理的な算定が可能になることが分かる．

なお，式(5.7)，(5.8)中の座屈耐力 M_{cr} には第 2 章により算定された座屈耐力評価式を用いることで，評価が可能になる．式(5.9)に本研究で提案した座屈耐力 M_{cr} を示す．

$$M_{cr} = {}_b k_{\sigma} \frac{\pi^2 E}{12(1 - \nu^2)} \left(\frac{t}{H} \right)^2 Z \quad (5.9)$$

$0 < b/h \leq 0.4$

$$\begin{aligned} {}_b k_{\sigma} = & \left\{ -380 \left(\frac{b}{h} \right)^3 + 257 \left(\frac{b}{h} \right)^2 - 77.0 \left(\frac{b}{h} \right) + 39.6 \right\} \\ & \times \left\{ A' \left(\frac{\beta}{\lambda} \right)^3 + B' \left(\frac{\beta}{\lambda} \right)^2 + C' \left(\frac{\beta}{\lambda} \right) + 1 \right\} \end{aligned} \quad (5.10 - a)$$

$0.4 < b/h \leq 1.0$

$$\begin{aligned} {}_b k_{\sigma} = & \left\{ -22.8 \left(\frac{b}{h} \right)^3 + 95.0 \left(\frac{b}{h} \right)^2 - 131 \left(\frac{b}{h} \right) + 64.2 \right\} \\ & \times \left\{ A' \left(\frac{\beta}{\lambda} \right)^3 + B' \left(\frac{\beta}{\lambda} \right)^2 + C' \left(\frac{\beta}{\lambda} \right) + 1 \right\} \end{aligned} \quad (5.10 - b)$$

ここで， ${}_b k_{\sigma}$ は局部座屈耐力であり，式(5.10-a)，式(5.10-b)により得られる． t は板厚， H はウェブの全幅， Z は断面係数である．これらの評価式を用いることで，せん断曲げと圧縮を受ける薄板角形鋼管部材の座屈後耐力を従来よりも合理的な算定が可能になると考えられる．

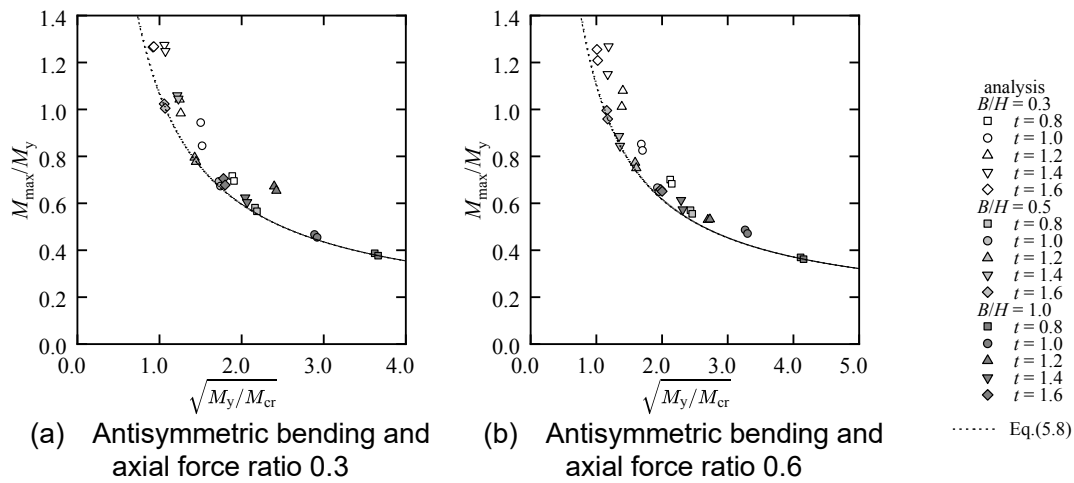
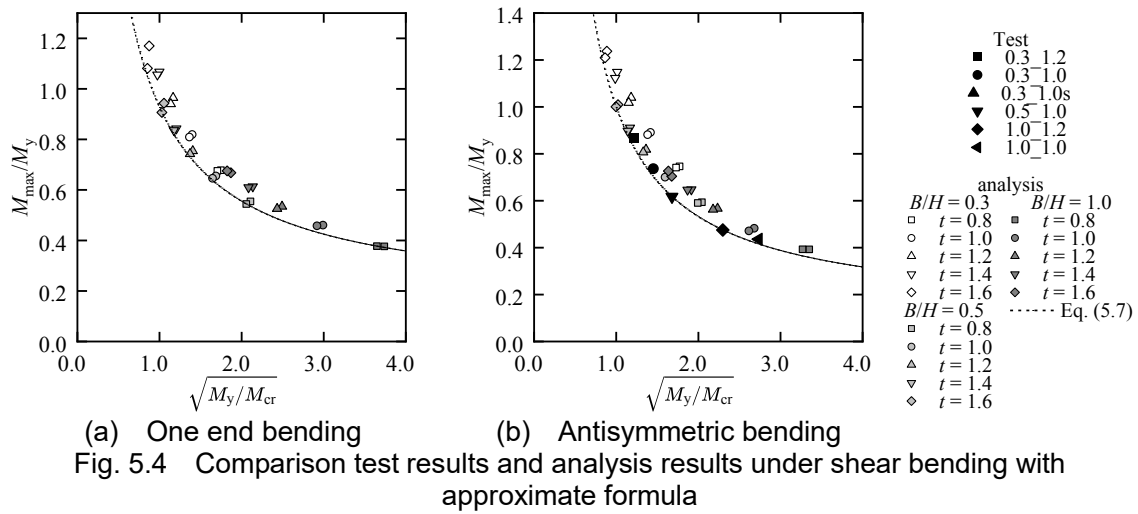


Table 5.1 Coefficients in Eq.(5.10)

	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0
A	5.73	5.59	5.34	4.82	5.12	6.21	7.18	8.05	8.90	9.71
B	-5.18	-5.48	-5.62	-5.11	-4.55	-4.93	-5.46	-5.96	-6.48	-6.99
C	2.05	2.11	2.12	2.02	1.91	2.05	2.24	2.44	2.64	2.83

5.4 まとめ

本章では、現行の座屈後耐力評価手法である有効幅法と DSM の概要を説明し、理論解析と数値解析及び構造実験結果を用いて、セン断曲げと圧縮を受ける薄板角形鋼管部材に対する適用可能性を検討した。そのうえで、座屈耐力算定式と降伏耐力に基づく座屈後耐力評価式を提案した。

有効幅に基づく座屈後耐力評価式では、簡略化された荷重を受ける単一平板を対象としているため、セン断曲げを受ける薄板角形鋼管部材については正確な座屈後耐力が得られないことを示した。DSM では、純曲げを受ける薄板角形鋼管部材の座屈後耐力については十分適用可能であり、セン断曲げや圧縮を受ける場合についてもやや安全側の評価が可能になるものの、セン断曲げと圧縮の影響が十分に考慮されていないことから、正確な座屈後耐力を得ることができないことを示した。

そこで、局部座屈耐力に基づく評価手法が有効であることを言及したうえで、セン断曲げと圧縮を受ける薄板角形鋼管部材の座屈後耐力算定式の提案を行った。そして、座屈後耐力算定式に本研究で提案した座屈耐力算定式を用いることで、セン断曲げと圧縮を受ける薄板角形鋼管部材の座屈後耐力を従来よりも合理的な算定が可能になることを示した。

第 6 章

結論

本研究では、まず第1章「序論」において既往の研究では薄板角形鋼管部材の弾性局座屈耐力と座屈後最大耐力について、板要素の連成効果やせん断曲げ相互作用が考慮されていないことから、現行の幅厚比制限値や有効幅の計算には簡略化された荷重条件や境界条件から算出された座屈係数が使用されているという問題点を指摘した。そのため、せん断曲げと圧縮を受ける薄板角形鋼管部材の弾性局座屈耐力と座屈後最大耐力を明らかにしたうえで、座屈耐力と座屈後耐力を曲げモーメント勾配・軸力比・幅厚比・断面辺長比・板要素辺長比に応じた形で評価することを目的とした。

第2章「せん断曲げと圧縮を受ける長方形中空断面部材の弾性局座屈耐力」では、せん断曲げと圧縮を受ける長方形中空断面部材の座屈耐力を板要素の連成を考慮したうえで理論的に導出し、座屈耐力に及ぼす板要素境界条件・曲げモーメント勾配・軸力比・断面辺長比・板要素辺長比の影響を明らかにするとともに、それらの荷重条件と部材形状の影響を考慮した簡便な座屈耐力算定近似式を提案した。現行の幅厚比制限値や許容応力度の計算に簡略化された荷重条件や境界条件をもとに算出された座屈係数が使用されているが、本研究の座屈耐力算定近似式により従来よりも合理的な座屈係数の算出が可能になることを示した。長方形中空断面部材の座屈耐力の評価については、板要素の連成・曲げモーメント勾配・軸力比・断面辺長比・板要素辺長比の影響を考慮する必要があることを示した。また、座屈耐力に及ぼす角部曲率半径の影響も有限要素解析により明らかにし、角部曲率半径を有する場合の座屈耐力算定近似式の提案も行った。

第3章「薄板角形鋼管部材の座屈後挙動」では、薄板角形鋼管部材の局座屈を伴う大変形挙動を荷重条件が基本的な純圧縮の短柱圧縮で構造実験と数値解析により検討し、基本的な座屈耐力と座屈後耐力を確認するとともに、有限要素法大変形解析の妥当性を示した。また、部材の大変形挙動に及ぼす初期不整の影響をFEMにより検討し、座屈耐力と座屈後耐力は幾何学的初期不整の影響を受けるものの、板要素元たわみと角部曲率半径の影響は大きくないことを明らかにした。

第4章「せん断曲げと圧縮を受ける薄板角形鋼管部材の座屈後耐力」では、初期不整の影響に関する検討結果を踏まえ、せん断曲げと圧縮を受ける薄板角形鋼管部材の局座屈を伴う大変形挙動を構造実験と有限要素解析によって検討した。そして、座屈後耐力に及ぼす曲げモーメント勾配・軸力比・断面辺長比・板要素辺長比の影響を明らかにした。曲げモーメント勾配については、曲げモーメント勾配の増大に伴い座屈後耐力は大きくなる。軸力比については、軸力比の増大に伴い座屈後耐力は小さくなる。断面辺長比については、断面辺長比の増大に伴い座屈後耐力は小さくなる。板要素辺長については、純曲げを受ける場合は座屈後耐力に及ぼす板要素辺長比の影響は小さくなく、せん断曲げを受ける場合は板要素辺長比の増大に伴い座屈後耐力は小さくなる。そして、座屈後耐力は座屈耐力と同様な傾向であることを明らかにした。また、実験と解析による断面内のひずみ度と応力度分布から応力再配分の作用を確認した。

第5章「薄板角形鋼管部材の新規耐力設計法の提案」では、現行の座屈後耐力評価手法で

ある有効幅法と DSM の概要を説明し，理論解析と数値解析及び構造実験結果を用いて，せん断曲げと圧縮を受ける薄板角形鋼管部材に対する適用可能性を検討し，双方の問題点を指摘した．そのうえで，座屈耐力算定式と降伏耐力に基づく座屈後耐力評価式を提案し，従来は十分に考慮されていない荷重条件と部材形状にも応じた合理的な座屈後耐力算定を可能にした．

以上を要するに，本研究は薄板角形鋼管部材の座屈耐力と座屈後耐力を明らかにしたものであり，本研究で算定した評価式によってせん断曲げと圧縮を受ける薄板角形鋼管部材の座屈耐力と座屈後耐力を合理的に評価することが可能になる．

謝辭

三重大大学 准教授・博士（工学）佐藤公亮先生におかれましては、3年間の長期にわたり温かいご指導ご鞭撻を頂きました。先生には研究に取り組む姿勢や論文執筆など数多くのご教示を頂きました。ここに、厚くお礼申し上げます。

三重大大学 教授・博士（工学）三田紀行先生，教授・博士（工学）川口淳先生におかれましては，論文審査を通して貴重なご意見ご指摘を頂きました。ここに，深くお礼申し上げます。

千葉工業大学 准教授・博士（工学）小橋知季先生におかれましては，実験や論文執筆にあたり数多くのご意見ご指摘を頂きました。ここに，お礼申し上げます。

三重大大学 技術職員・和藤浩様におかれましては，実験を通して貴重なご意見を頂きました。ここに，お礼申し上げます。

三重大大学工学部工学研究科実習工場の皆様には，試験体の加工にあたり技術支援を頂きました。ここに，感謝申し上げます。

三重大大学佐藤研究室の学生の皆様には，本研究を進めるにあたり多大なご協力を頂きました。ご協力を頂きました斉藤智氏，大森湧汰氏，生駒宏登氏，立松純一郎氏，岸本哲聖氏，後藤里央氏，田中航平氏，Osman Rorsina 氏に感謝申し上げます。

以上の他にも，本研究を進めるあたり，数多くの皆様のご協力とご意見を頂きました。皆様に感謝申し上げます。

本研究は JSPS 科研費 JP20K14865 の助成を受けて行ったものであります。ここに，感謝の意を記します。

参考文献

- 1) Seki, A., Inoue, K., Okazaki, T., Hashioka, S., and Asada, H.: Seismic Performance of Steel Chevron Braced Frames Designed According to Japanese Practice, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 189, No. 107066, 2022
- 2) 日本建築学会：軽鋼構造設計施工指針・同解説，2002
- 3) 日本鉄鋼連盟：薄板軽量形鋼造建築物設計の手引き，2014
- 4) Pham, D. K., Pham, C. H., and Hancock, G. J.: Explicit Approach for Elastic Local Buckling Analysis of Thin-Walled Channels under Combined Bending and Shear, *Thin-Walled Structures*, Vol. 173, No. 108925, 2022
- 5) Kármán, T. V., Sechler, E. E., and Donnell, L. H.: The Strength of Thin Plates in Compression, *Transactions ASME*, Vol. 54, pp. 53, 1932
- 6) 木村衛，小河利行，橋村徹：複合荷重を受ける薄板の座屈後耐力，日本建築学会構造系論文集，Vol. 68, No. 566, pp. 153–159, 2003
- 7) 日本建築学会：鋼構造座屈設計指針，2018
- 8) Shafer, B. W.: Designing Cold-Formed Steel Using the Direct Strength Method, *Proceedings of 18th International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures*, 2006
- 9) American Iron and Steel Institute: *North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members*, 2016
- 10) Kármán, T. V., Sechler, E. E., and Donnell, L. H.: The Strength of Thin Plate in Compression, *Transactions ASME*, Vol. 54, 1932
- 11) Timoshenko, S. P. and Gere, J. M.: *Theory of Elastic Stability*, 1961
- 12) Bleich, F.: *Buckling Strength of Metal Structures*, 1952
- 13) Schafer, B. W.: The Behavior and Design of Longitudinally Stiffened Thin-Walled Compression Elements, *Thin-Walled Structures*, Vol. 27, pp. 65–78, 1997
- 14) Schafer, B. W., Grigoriu, M. D., and Peköz, T.: A Probabilistic Examination of the Ultimate Strength of Cold-Formed Steel Elements, *Thin-Walled Structures*, Vol. 31, pp. 271–288, 1998
- 15) 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，No. 545, pp. 135–140, 2001
- 16) 鈴木敏郎，五十嵐規矩夫，常木康弘：H 形鋼梁ウェブ板要素の弾塑性せん断座屈挙動に関する研究，日本建築学会構造系論文集，No. 556, pp. 151–158, 2002
- 17) Cheng, Y. and Schafer, B. W.: Local Buckling Tests on Cold-formed Steel Beams, *16th International Specialty Conference on Cold-formed Steel Structures*, 2002
- 18) 五十嵐規矩夫：不均等曲げせん断力を受ける H 形鋼梁ウェブの座屈耐力評価－周辺単純支持平板としての弾性座屈耐力評価－，日本建築学会構造系論文集，Vol. 68, No. 565, pp. 135–141, 2003
- 19) 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，Vol. 68, No. 571, pp. 134–144, 2003

- 20) 五十嵐規矩夫, 鈴木琢也: 逆対称曲げせん断力を受けるウェブ平板の弾性座屈耐力に及ぼす境界条件の影響, 日本建築学会構造系論文集, Vol. 68, No. 571, pp. 145–152, 2003
- 21) 五十嵐規矩夫, 鈴木琢也: 曲げせん断力および軸力を受ける平板の弾性座屈耐力評価法, 日本建築学会構造系論文集, Vol. 68, No. 573, pp. 209–216, 2003
- 22) 五十嵐規矩夫, 鈴木琢也, 王韜: 逆対称曲げせん断力および軸力を受けるウェブ平板の弾性座屈耐力に与えるフランジ捩り剛性の影響, 日本建築学会構造系論文集, Vol. 70, No. 588, pp. 173–179, 2005
- 23) Cheng, Y. and Schafer, B. W.: Effect of Longitudinal Stress Gradient on the Ultimate Strength of Thin Plates, *Thin-Walled Structures*, Vol. 44, pp. 787–799, 2006
- 24) B. W. Schafer: Designing Cold-Formed Steel Using Direct Strength Method, *International Specialty Conference on Cold-Formed Steel Structures*, 2006
- 25) 五十嵐規矩夫, 王韜: 曲げせん断力及び軸力を受ける H 形断面構成板要素の弾性座屈耐力算定法, 日本建築学会構造系論文集, Vol. 72, No. 613, pp. 137–146, 2007
- 26) Schafer, B. W.: The Direct Strength Method of Cold-Formed Steel Member Design, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 64, pp. 766–778, 2008
- 27) Pham, C. H. and Hancock, G. J.: Shear Buckling of Thin-Walled Channel Sections, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 65, pp. 578–585, 2009
- 28) Schafer, B. W., Li, Z., and Moen, C. D.: Computational Modeling of Cold-Formed Steel, *Thin-Walled Structures*, Vol. 48, pp. 752–762, 2010
- 29) 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, Vol. 77, No. 673, pp. 437–422, 2012
- 30) Pham, C. H. and Hancock, G. J.: Elastic Buckling of Cold-Formed Channel Sections in Shear, *Thin-Walled Structures*, Vol. 61, pp. 22–26, 2012
- 31) 佐藤公亮, 五十嵐規矩夫: 二軸曲げせん断力と軸力を受ける正方形中空断面部材の連成局部座屈耐力算定, 日本建築学会構造系論文集, Vol. 79, No. 706, pp. 1909–1918, 2014
- 32) Pham, C. H. and Hancock, G. J.: Numerical Investigation of Longitudinally Stiffened Web Channels Predominantly in Shear, *Thin-Walled Structures*, Vol. 86, pp. 47–55, 2015
- 33) 佐藤篤司, 三井和也, 青山雅弘: 初期不整が軸方向圧縮力と一端曲げモーメントを受ける角形鋼管柱の弾塑性挙動に与える影響, 日本建築学会構造系論文集, Vol. 82, No. 736, pp. 929–939, 2017
- 34) 佐藤篤司, 三井和也, 青山雅弘, 位田健太: 初期不整が軸圧縮力と単調逆対称曲げモーメントを受ける角形鋼管柱の弾塑性挙動に与える影響, 日本建築学会構造系論文集 Vol. 82, No. 741, pp. 1787–1797, 2017
- 35) Ayhan, D. and Schafer, B. W.: Characterization of In-Plane Backbone Response of Cold-Formed

- Steel Beams, *Journal of Constructional Steel Research*, Vol. 132, pp. 141–150, 2017
- 36) 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, Vol. 83, No. 749, pp. 1051–1061, 2018
- 37) Vieira, L., Goncalves, R., and Camotim, D.: On the Local Buckling of RHS Members under Axial Force and Biaxial Bending, *Thin-Walled Structures*, Vol. 129, pp. 10–19, 2018
- 38) Vieira, L., Goncalves, R., and Camotim, D.: On the Influence the Rounded Corners on the Local Stability of RHS Members under Axial Force and Biaxial Bending, *Thin-Walled Structures*, Vol. 144, pp. 106327, 2019
- 39) 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, Vol. 84, No. 755, pp. 97–107, 2019
- 40) 五十嵐規矩夫, 末國良太, 篠原卓馬, 王韜: 鋼構造 H 形断面梁の耐力及び塑性変形能力評価のための新規幅厚比指標と幅厚比区分, 日本建築学会構造系論文集, Vol. 76, No. 668, pp. 1865–1872, 2011
- 41) 日本建築学会: 鋼構造塑性設計指針, 2017
- 42) 佐藤光亮, 五十嵐規矩夫: 曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の局部座屈性状と構造性能評価法, 日本建築学会構造系論文集, Vol. 82, No. 731, pp. 123–133, 2017
- 43) 佐藤篤司, 藤原羽教: 曲げ面内不安定で終局限界状態に至る鋼柱の塑性変形能力, 日本建築学会構造系論文集, Vol. 87, No. 794, pp. 381–392, 2022
- 44) 三井和也, 松本樹, 五十嵐規矩夫: 繰返し載荷履歴が矩形中空断面部材の局部座屈を伴う劣化挙動に及ぼす影響, 日本建築学会構造系論文集, Vol. 88, No. 813, pp. 1569–1580, 2023
- 45) 日本建築学会: 鋼構造許容応力度設計規準, 2019
- 46) Lundquist, E. E. and Stowell, E. Z.: Critical Compressive Stress for Flat Rectangular Plates Supported along All Edges and Elastically Restrained against Rotation along the Unloaded Edges, *NACA Report 733*, 1942
- 47) 小橋知季, 中安誠明, 清水信孝, 菅野良一, 五十嵐規矩夫: 軸圧縮力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, Vol. 82, No. 735, pp. 713–722, 2017
- 48) 佐藤篤司, 三井和也: 軸方向圧縮力と単調逆対称曲げモーメントを受ける角形鋼管柱の実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, Vol. 82, No. 732, pp. 267–277, 2017

付録

付録 A.1 有限要素法によるメッシュ分割数の影響

有限要素法座屈固有値解析によって得られる座屈耐力は、メッシュ分割数の影響を受けるため、座屈耐力とメッシュ分割数の関係を検討する。図 A.1 に座屈応力度とメッシュ分割数の関係を示す。なお、荷重条件は純曲げ、逆対称曲げ、純圧縮である。部材形状については、断面辺長比が 0.3 と 0.5 で板要素辺長比は 10 の場合を示している。また、角部曲率半径が 0 の場合と有する場合についても示している。また、ウェブの幅方向の分割数を変化させており、フランジと材軸方向の分割数はシェル要素が正方形に近づくように変化させている。図から、いずれの条件においてもウェブのメッシュ分割数を 20 以上とすれば十分妥当な結果が得られることが分かる。そこで、ウェブのメッシュ分割数を 20 としている。

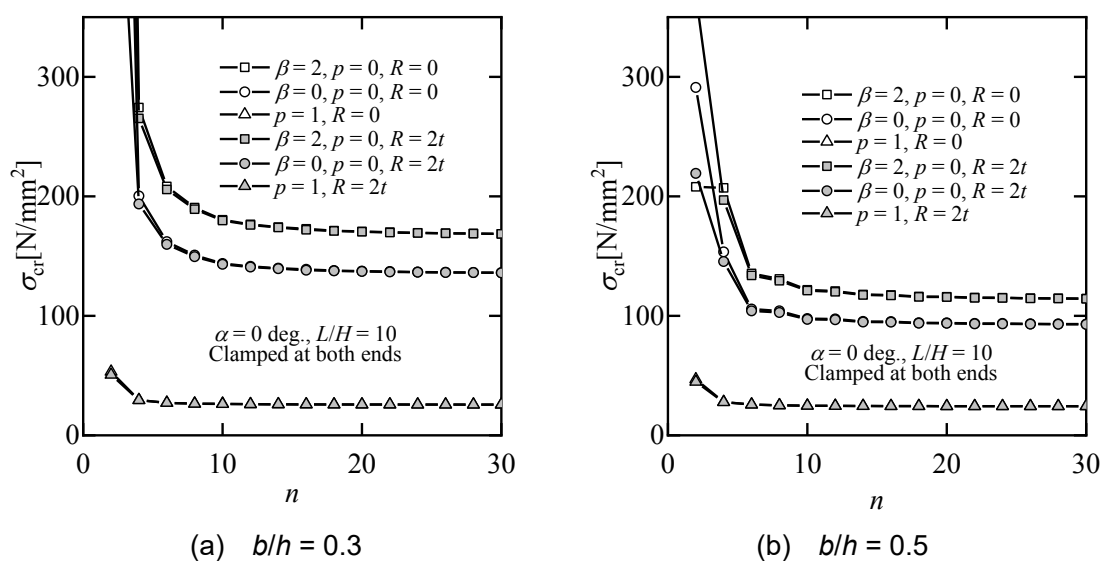


Fig. A.1 Effects of number of division on buckling strength

付録 A.2 弾性局部座屈耐力に及ぼす加力角度の影響

加力角度の影響を調べるために、エネルギー法による解析結果を用いて図 A.2 に座屈耐力比と加力角度の関係の一例を示す。なお、荷重条件は純曲げと逆対称曲げであり、軸力比は 0.0 と 0.5 である。部材形状については、断面辺長比が 0.3 と 0.5 で板要素辺長比が 10 と 20 の場合を示している。この図の動径は、ある加力角度の座屈耐力を加力角度が 0 度の座屈耐力で除した座屈耐力比である。図 A.2(a) から、断面辺長比が 0.3 の場合、加力角度の増大に伴い座屈耐力は低下していることが分かる。一方で、図 A.2(b) から断面辺長比が 0.5 の場合、加力角度が 15 度付近で座屈耐力比が最大値となっており、15 度以降は加力角度の増大に伴い座屈耐力比は低下している。また、いずれの断面辺長比についても座屈耐力比は板要素辺長比や曲げモーメント勾配の影響を大きくは受けておらず、軸力比の影響を受けていることが分かる。

次に、加力角度を有する場合の座屈耐力を算定する。図 A.2 から、加力角度を有する場合の座屈耐力は断面辺長比と軸力比の影響を受けることを明らかにした。そこで、図 A.3 に断面辺長比ごとに軸力比と加力角度の関係における座屈耐力比を示す。図中の等高線は座屈耐力比であり 0.025 刻みで表している。なお、部材形状については断面辺長比が 0.3, 0.5 の場合について示している。図から得られた座屈耐力比を本研究で導出した座屈耐力算定式に乘じることで、加力角度を有する場合の座屈耐力が算出可能になる。

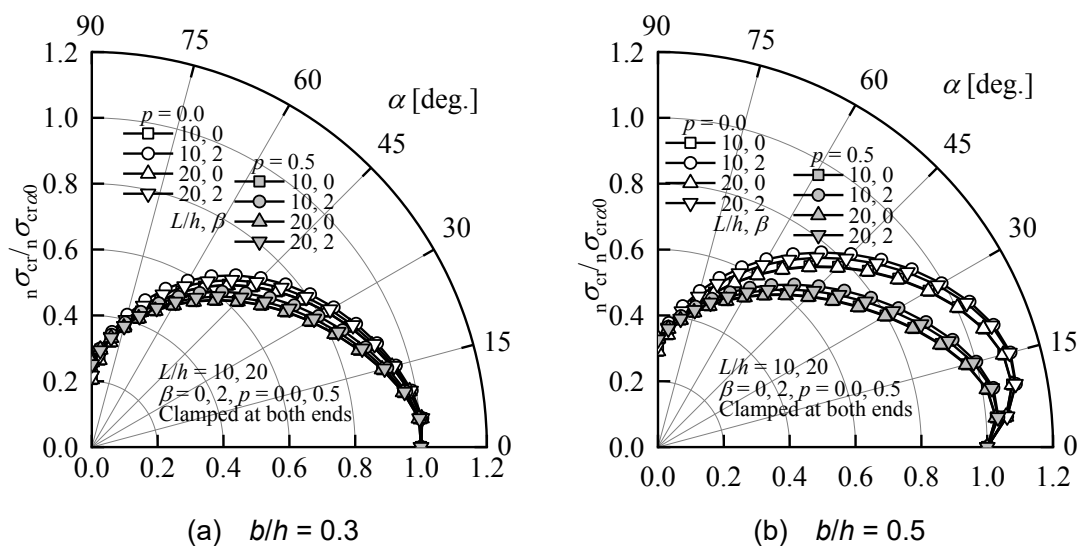
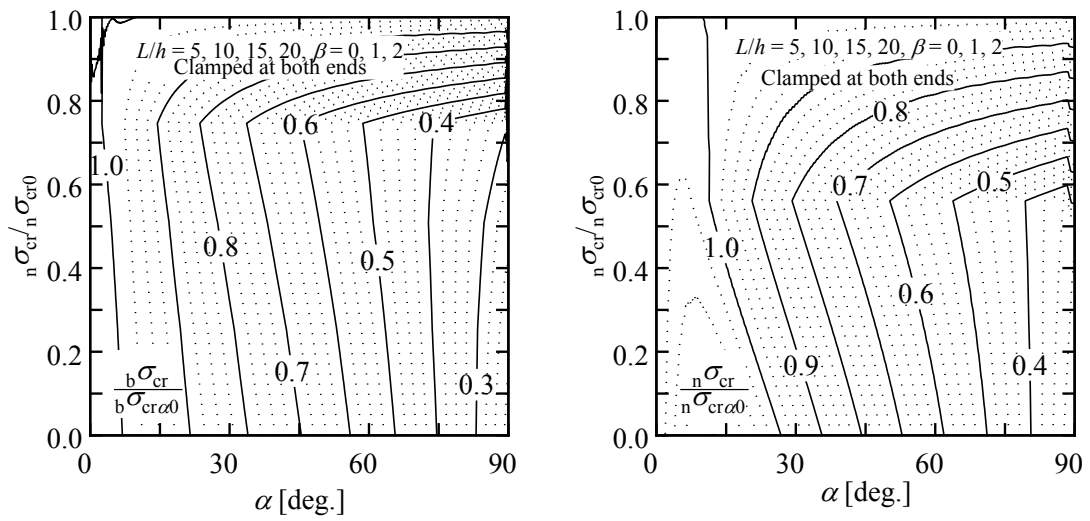


Fig.A.2 Effects of angle of applied force on buckling strength



(a) $b/h = 0.3$ (b) $b/h = 0.5$
Fig. A.3 Evaluation of buckling strength under biaxial bending

付録 A.3 両端単純支持された場合の弾性局部座屈耐力

本文では、部材両端の支持条件が固定支持の場合の座屈耐力算定式を示した。本付録では、部材両端の支持条件を単純支持とした場合の座屈耐力を算定する。エネルギー法の解析結果を用いて、図 A.4 に両端単純支持された座屈係数と両端固定支持された座屈係数の関係を示す。断面形状については断面辺長比が 0.3, 0.5 の場合である。図から、両端単純支持としたことによる両端固定支持の座屈耐力からの低下率の上限値をとると、式(A.1)になる。

$$s_n k_\sigma = 1.00 c_n k_\sigma \quad (\text{A.1})$$

また、両端単純支持としたことによる両端固定支持の座屈耐力からの低下率の下限値をとると、式(A.2)になる。

$$s_n k_\sigma = 0.76 c_n k_\sigma \quad (\text{A.2})$$

これらの近似式を本研究で導出した両端固定支持された場合の座屈耐力算定式に乗じること、両端単純支持された場合の座屈耐力の上限値と下限値を得ることができる。なお、既往の研究ではせん断曲げあるいは圧縮を受ける平板について、板要素辺長比が大きな部材は両端の固定度による影響はほとんどないことが明らかにされている²²⁾。そのため、板要素辺長比が大きな部材については両端の境界条件によらず、式(A.1)を使用することで妥当な座屈耐力を得ることができると考えられる。

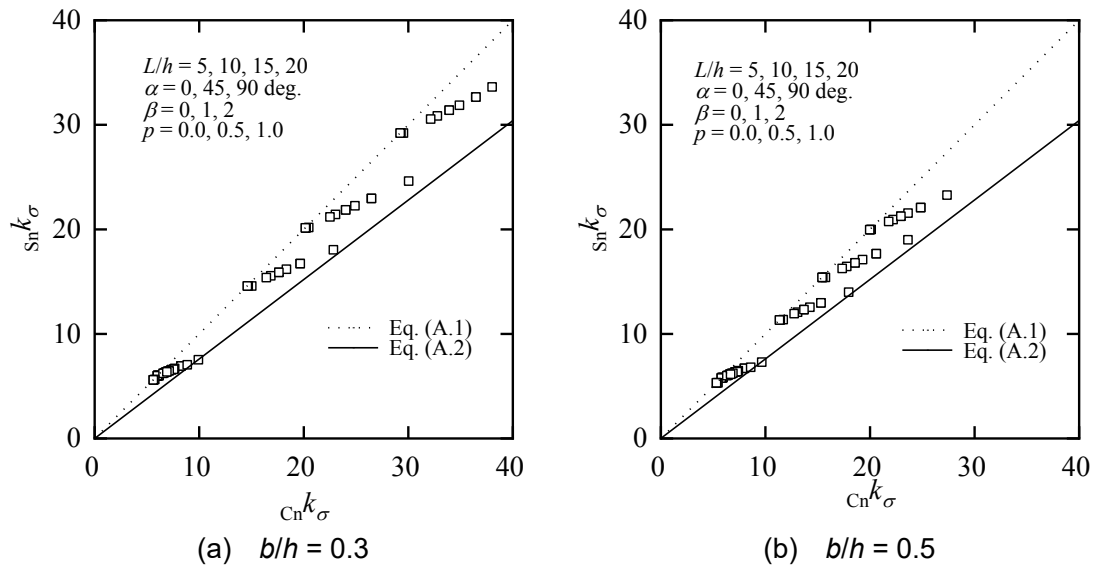


Fig. A.4 $s_n k_\sigma - c_n k_\sigma$ relationship

発表論文

- 1) 井上公甫，佐藤公亮：せん断曲げを受ける長方形中空断面部材板要素の弾性座屈耐力評価，日本建築学会大会（北海道）学術講演梗概集，構造Ⅲ，pp. 661–662，2022
- 2) 井上公甫，佐藤公亮：せん断曲げを受ける長方形中空断面部材の板要素連成弾性局部座屈耐力の導出，日本建築学会東海支部研究報告集，No. 61，pp. 185–188，2023
- 3) 井上公甫，佐藤公亮：せん断曲げを受ける長方形中空断面部材の板要素連成弾性局部座屈耐力の算定，日本建築学会大会（近畿）学術講演梗概集，構造Ⅲ，pp. 779–780，2023
- 4) 井上公甫，佐藤公亮，中野泰我，小橋知季：純曲げを受ける薄板角形鋼管部材の座屈後耐力に関する実験的研究，鋼構造年次論文報告集，Vol. 31，pp. 688–694，2023
- 5) Inoue, K. and Sato, K.: Evaluation of Elastic Local Buckling Strength of Rectangular Hollow Section Members Considering Shear Bending Interaction, *Proceedings of ICSCES*, 2023
- 6) 佐藤公亮，井上公甫，中野泰我，小橋知季：せん断曲げと圧縮を受ける長方形中空断面部材の板要素連成弾性局部座屈耐力，日本建築学会構造系論文集，査読中