T2R2 東京科学大学 リサーチリポジトリ
Science Tokyo Research Repository

論文 / 著書情報
Article / Book Information

題目(和文)	正方形中空断面部材の局部座屈決定要因の解明と構造性能の評価
Title(English)	
著者(和文)	佐藤公亮
Author(English)	Kosuke Sato
出典(和文)	学位:博士(工学), 学位授与機関:東京工業大学, 報告番号:甲第10155号, 授与年月日:2016年3月26日, 学位の種別:課程博士, 審査員:五十嵐 規矩夫,小河 利行,時松 孝次,竹内 徹,坂田 弘安,堀田 久人
Citation(English)	Degree:Doctor (Engineering), Conferring organization: Tokyo Institute of Technology, Report number:甲第10155号, Conferred date:2016/3/26, Degree Type:Course doctor, Examiner:,,,,,
学位種別(和文)	博士論文
Type(English)	Doctoral Thesis

Powered by T2R2 (Science Tokyo Research Repository)

正方形中空断面部材の
局部座屈決定要因の解明と構造性能の評価

佐　藤　公　亮

要　旨

本論文は，「正方形中空断面部材の局部座屈決定要因の解明と構造性能の評価」と題し，正方形中空断面部材の局部座屈性状を解析と実験によって検討し，局部座屈耐力に基づく変形性能の評価を行ったものであり，以下の 6 章より構成されている．

第 1 章「序論」では，正方形中空断面部材に関する研究の背景を述べ，その局部座屈を伴う大変形挙動を明らかにすることの重要性を示している．また，正方形中空断面部材の局部座屈に関する既往の研究を概観し，局部座屈性状と初期不整に関する問題点を指摘した上で，その局部座屈性状の決定要因を明らかにするという本研究の目的を述べている．

第 2 章「曲げせん断力と軸圧縮力を受ける正方形中空断面部材の弾性局部座屈性状」では，二軸曲げせん断力と軸圧縮力を受ける正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力を板要素の連成効果を考慮した形で理論的に導出し，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，単純で合理的な部材形状と応力状態を考慮した弾性局部座屈耐力の近似式を提案している．本研究の弾性局部座屈耐力の近似式によって，材端支持条件と幅厚比と辺長比と加力角度と曲げモーメント勾配と軸力比に応じた弾性局部座屈耐力の簡単な計算を可能にしている．さらに，正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力に及ぼす角部曲率半径の影響についても，検討を加えている．

第 3 章「軸圧縮力を受ける正方形中空断面部材の局部座屈性状に及ぼす初期不整の影響」では，正方形中空断面部材の初期不整を試験によって測定し，そ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軸圧縮の解析によって明らかにし，その最大耐力と塑性変形能力を解析と実験によって調べて現在の幅厚比制限値の妥当性を検討している．まず，製造方法と鋼種と形状が異なる正方形中空断面部材の材料的初期不整と幾何学的初期不整を試験によって測定している．冷間ロール成形角形鋼管部材と冷間プレス成形角形鋼管部材と溶接組立箱形断面部材を対象として，材料的初期不整である材料特性の断面内変化と残留応力および幾何学的初期不整である板要素の元たわみを検討している．実部材が有する初期不整を測定した上で，正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす材料的初期不整と幾何学的初期不整の影響を解析によって検討し，その大変形挙動に及ぼす板要素の元たわみの影響は大きく，材料特性の断面内変化と残留応力と角部曲率半径の影響は大きくないことを明らかにしている．さらに，初期不整の影響に対する知見を踏まえ，軸圧縮力を受ける場合の最大耐力と塑性変形能力を解析と実験によって検討し，鋼構造設計規準と鋼構

造塑性設計指針の幅厚比制限値が製造方法と鋼種が異なる正方形中空断面部材に対して妥当であることを示している．

第 4 章「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」では，曲げせん断力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解析と実験によって検討し，その大変形挙動に及ぼす初期不整の影響と荷重条件の影響を調べるとともに，最大耐力と塑性変形能力を弾性局部座屈耐力と全塑性耐力に基づき評価している．まず，正方形中空断面部材の最大耐力と塑性変形能力の評価のために，部材形状である辺長比と荷重条件である加力角度や曲げモーメント勾配などに応じた弾性局部座屈耐力による基準化幅厚比を提案している．また，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす初期不整の複合的影響と角部曲率半径の影響および加力角度の影響とせん断スパン比の影響を解析や実験によって検討している．これらの初期不整の影響と荷重条件の影響を理解した上で，曲げせん断力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解析と実験によって検討し，その最大耐力と塑性変形能力を弾性局部座屈耐力による基準化幅厚比を用いて評価している．塑性変形倍率が 3 以下程度の現実的な範囲であれば，耐力上昇率と塑性変形倍率に及ぼす材料特性の影響は大きくなく，本研究の評価式によって耐力上昇率と塑性変形倍率を部材形状や荷重条件などに応じた形で予測できることを示している．

第 5 章「繰返し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」では，繰返し曲げせん断力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実験によって検討し，その大変形挙動に及ぼす荷重条件の影響を調べるとともに，最大耐力や塑性変形能力と弾性局部座屈耐力による基準化幅厚比との関係を示している．繰返し荷重変位関係の包絡線を得た上で，この包絡線を用いて，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす繰返し荷重の影響と加力角度の影響を検討している．さらに，繰返し曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の耐力上昇率と塑性変形倍率を検討し，単調曲げせん断力を受ける場合の評価式との関係を調べている．単調曲げせん断力を受ける場合の評価式によって，繰返し曲げせん断力を受ける場合の耐力上昇率と塑性変形倍率もおおむね妥当に評価できることを示している．また，繰返し曲げせん断力を受ける場合の累積塑性変形倍率と塑性変形倍率との関係も検討している．

第 6 章「結論」では，正方形中空断面部材の局部座屈性状について，本論文で得られた成果を総括して述べている．

目　次

第 1 章　序論 …… 1
1.1　研究の背景 …… 2
1.2　研究の目的 …… 4
1.3　既往の研究 …… 6

第 2 章　曲げせん断力と軸圧縮力を受ける
正方形中空断面部材の弾性局部座屈性状 …… 10
2.1　はじめに …… 11
2.2　弾性局部座屈解析の概要 …… 11
2.2.1　エネルギー法 …… 12
2.2.2　有限要素法 …… 20
2.3　弾性局部座屈性状に及ぼす境界条件の影響 …… 21
2.4　弾性局部座屈性状に及ぼす応力状態の影響 …… 24
2.4.1　曲げモーメント勾配の影響 …… 24
2.4.2　加力角度の影響 …… 25
2.4.3　軸力比の影響 …… 25
2.5　弾性局部座屈耐力の評価 …… 27
2.5.1　曲げせん断力 …… 28
2.5.2　軸圧縮力 …… 30
2.5.3　曲げせん断力と軸圧縮力 …… 30
2.6　弾性局部座屈耐力に及ぼす角部曲率半径の影響 …… 32
2.7　まとめ …… 33

第 3 章　軸圧縮力を受ける正方形中空断面部材の局部座屈性状
に及ぼす初期不整の影響 …… 35
3.1　はじめに …… 36
3.2　初期不整測定試験 …… 37
3.2.1　材料特性 …… 38

3.2.2　残留応力 …… 43
3.2.3　元たわみ …… 51
3.3　短柱圧縮解析の概要 …… 52
3.4　短柱圧縮実験の概要 …… 62
3.5　大変形挙動に及ぼす初期不整の影響 …… 63
3.5.1　材料特性の影響 …… 68
3.5.2　残留応力の影響 …… 69
3.5.3　元たわみの影響 …… 70
3.5.4　初期不整の複合的影響 …… 72
3.5.5　角部曲率半径の影響 …… 74
3.6　幅厚比制限の妥当性 …… 76
3.6.1　最大耐力 …… 76
3.6.2　塑性変形能力 …… 77
3.7　まとめ …… 79

第 4 章　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 …… 80
4.1　はじめに …… 81
4.2　弾性局部座屈耐力による基準化幅厚比 …… 82
4.3　曲げせん断解析の概要 …… 86
4.4　曲げせん断実験の概要 …… 94
4.5　大変形挙動に及ぼす初期不整の影響 …… 98
4.5.1　初期不整の複合的影響 …… 99
4.5.2　角部曲率半径の影響 …… 101
4.6　大変形挙動に及ぼす荷重条件の影響 …… 101
4.6.1　加力角度の影響 …… 102
4.6.2　せん断スパン比の影響 …… 106
4.7　基準化幅厚比による最大耐力と塑性変形能力の評価 …… 106
4.7.1　最大耐力 …… 107
4.7.2　塑性変形能力 …… 109
4.8　まとめ …… 117

第 5 章　繰返し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 …… 119
5.1　はじめに …… 120
5.2　繰返し曲げせん断実験の概要 …… 121
5.3　繰返し大変形挙動 …… 127
5.3.1　荷重変位関係 …… 129
5.3.2　包絡線 …… 134
5.3.3　累積荷重変位関係 …… 138
5.4　大変形挙動に及ぼす荷重条件の影響 …… 147
5.4.1　繰返し荷重の影響 …… 147
5.4.2　加力角度の影響 …… 149
5.5　最大耐力と塑性変形能力 …… 155
5.5.1　最大耐力 …… 156
5.5.2　塑性変形能力 …… 156
5.5.3　累積塑性変形能力 …… 160
5.6　まとめ …… 162

第 6 章　結論 …… 164

謝辞 …… 169

参考文献 …… 171

発表論文 …… 176

第１章　序論

1.1 研究の背景

日本における鋼構造建築物の柱材として正方形中空断面部材が 1981 年ごろから広く使用されるようになった[1)]．これは H 形断面部材よりも簡単に 2 方向のラーメン構造を設計でき，いわゆる新耐震設計法の施行によってラーメン構造がそれまでよりも有利となったためである．

正方形中空断面部材は製造方法によって冷間成形角形鋼管部材と溶接組立箱形断面部材に分けられる．鋼構造建築物の柱材として広く使用されているのは冷間成形角形鋼管部材であり，現在では鋼構造建築物の柱材として不可欠な部材になっている[1)]．

冷間成形角形鋼管部材は製造方法によってさらに冷間ロール成形角形鋼管部材と冷間プレス成形角形鋼管部材に分けられる．冷間ロール成形角形鋼管は電縫鋼管の一種であり，熱延コイルをロールによって円形に成形し継目を抵抗溶接した後に，サイジングによって角形に成形する[1)]．冷間プレス成形角形鋼管は厚板をプレスによってロ形あるいはコ形に成形し，サブマージアーク溶接で接合する[1)]．

これらの製造方法から分かるように，冷間ロール成形角形鋼管の平板部および冷間ロール成形角形鋼管と冷間プレス成形角形鋼管の角部は塑性加工を受けている．この塑性加工によって，断面内の材料特性が変化し，断面内には残留応力が生じている．

現在，鋼構造建築物の柱材として使用されている冷間成形角形鋼管は，一般構造用角形鋼管 STKR400, STKR490 と建築構造用冷間ロール成形角形鋼管 BCR295 と建築構造用冷間プレス成形角形鋼管 BCP235, BCP325 と建築構造用高性能冷間プレス成形角形鋼管 BCP325T である．一般構造用角形鋼管 STKR400, STKR490 は 1970 年代の後半に登場した[1)]．しかし，前述の材料的初期不整を有する冷間成形角形鋼管部材を鋼構造建築物の柱材として使用することには問題があるという意見があり，品質の高い冷間成形角形鋼管が望まれていた．建築構造用冷間ロール成形角形鋼管 BCR295 と建築構造用冷間プレス成形角形鋼管 BCP235, BCP325 は品質の高い冷間成形角形鋼管である．一般構造用角形鋼管 STKR400, STKR490 の降伏応力と引張強さの上限および降伏比は規定されていないが，建築構造用冷間ロール成形角形鋼管 BCR295 と建築構造用冷間プレス成形角形鋼管 BCP235, BCP325 の降伏応力と引張強さの上限および降伏比は規定されている[1)]．また，建築構造用高性能冷間プレス成形角形鋼管 BCP325T は角部の靭性も保証した材料である[1)]．

このような正方形中空断面部材の構造性能が鋼構造建築物の耐震性能に大きな影響を及ぼすことは広く認識されている．材料強度の高い正方形中空断面部材の大変形挙動は破断

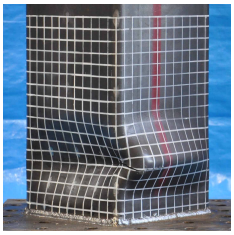


Photo 1.1　Local buckling of square hollow section member

を除けば局部座屈（写真 1.1）によって決定されるため，鋼構造建築物の耐震性能を正しく評価するためにはその局部座屈を伴う大変形挙動を明らかにする必要がある．実際に，鋼構造建築物の震動実験においても，正方形中空断面部材に局部座屈が生じて鋼構造建築物が崩壊しており [2),3)]，その局部座屈を伴う大変形挙動の解明が強く望まれている．

しかし，正方形中空断面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のが現状である．正方形中空断面部材の大変形挙動に影響を及ぼす因子は多岐に渡るが，その大変形挙動が部材形状や荷重条件などで純粋に定まる局部座屈性状によって決定されるのかあるいは製造加工による材料的初期不整や幾何学的初期不整によって決定されるのかは十分に明らかにされていない．このため，正方形中空断面部材の最大耐力と塑性変形能力が部材形状と荷重条件などを考慮した形で体系的に評価されているとは言いがたい．

また，正方形中空断面部材の局部座屈に関する既往の研究の成果を基礎として，鋼構造設計規準 [4)]や鋼構造設計指針 [5),6)]や告示 [7)]では幅厚比に関する規定が定められている．しかし，いずれの規定においても荷重条件が単純化されており，現在の幅厚比に関する規定が複雑な荷重を受ける実際の正方形中空断面部材に対して妥当であるかは十分に明らかにされていない．すなわち，現在の正方形中空断面部材の幅厚比に関する規定では，軸圧縮力を受ける場合の局部座屈が考慮されているが，実際に作用する曲げせん断力を受ける場合の局部座屈は考慮されていない．具体的には，鋼構造設計規準 [4)]における幅厚比制限値は四辺単純支持平板の圧縮座屈耐力に，鋼構造塑性設計指針 [5)]における幅厚比制限値は四辺単純支持平板の圧縮実験結果に，鋼構造限界状態設計指針 [6)]における幅厚比区分は短柱圧縮実験結果を用いて解析的に求められた半実験式に，告示における幅厚比制限値は主に短柱圧縮実験結果に [1)]基づいている．また，アメリカ鋼構造協会（AISC）の規定 [8)]においても，正方形中空断面部材の幅厚比制限値は荷重条件に応じた形では定められていない．

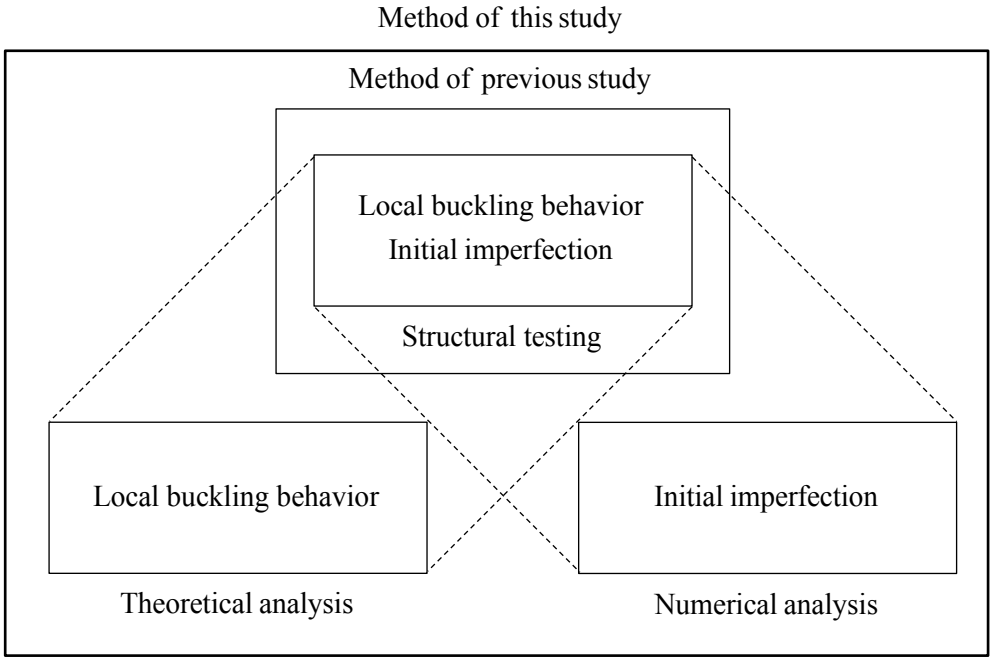


Fig. 1.1　Method of this study and previous study

1.2　研究の目的

以上の背景を踏まえ，本研究では正方形中空断面部材の局部座屈性状を検討し，その局部座屈性状を決定する要因を明らかにすることを目的とする．さらに，正方形中空断面部材の局部座屈性状を決定する要因を理解した上で，曲げせん断力を受ける場合の最大耐力と塑性変形能力を部材形状や荷重条件などに応じた形で評価することをめざす.

前述のように，正方形中空断面部材の局部座屈は鋼構造建築物の耐震性能に大きな影響を及ぼす重要な課題であり，その局部座屈性状を決定する要因を明らかにする本研究の意義は大きい．本研究によって正方形中空断面部材の構造性能を正確に評価できるようになり，本研究は鋼構造建築物の耐震性能評価の高度化に貢献するものである．本研究は現在の幅厚比に関する規定では考慮されていない曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の局部座屈を明らかにするものであり，その具体的なインパクトとして，本研究の成果は将来の正方形中空断面部材の幅厚比に関する規定の基礎になると予想される．このように，本研究の成果は鋼構造への波及効果が大きく，その学術的価値と実用的価値は高い.

以上の目的を実現するためには，正方形中空断面部材の局部座屈性状と局部座屈性状に及ぼす初期不整の影響を個別に検討することが重要である. 図1.1に本研究の方法を示す.

既往の研究では，正方形中空断面部材の大変形挙動を実験のみによって調べる方法が見られる．しかし，この方法では，多くの因子の影響を受けた実験結果しか得られず，その局部座屈性状を決定する要因を明らかにすることが難しい．この問題を解決するために，本研究では正方形中空断面部材の局部座屈性状と局部座屈性状に及ぼす初期不整の影響を個別に検討する．この方法によって，正方形中空断面部材の局部座屈性状に影響を及ぼす要因を明らかにすることができる．正方形中空断面部材の局部座屈性状を決定する要因が分かれば，その局部座屈によって決定される構造性能を体系的に評価できる．

したがって，まずは初期不整のない理想状態において部材形状や荷重条件などで純粋に定まる局部座屈性状を検討することが重要である．しかし，正方形中空断面部材の局部座屈性状を詳細に検討した研究は数少なく，弾性局部座屈性状さえ十分に理解されているとは言いがたい．そこで，曲げせん断力と軸圧縮力を受ける正方形中空断面部材の弾性局部座屈性状を検討する．まず，板要素の連成効果および曲げとせん断と圧縮による応力状態を考慮した正方形中空断面部材のエネルギー法による弾性局部座屈解析を行う．正方形中空断面部材の弾性局部座屈性状に及ぼす板要素の境界条件と形状と応力状態の影響を明らかにする．その弾性局部座屈性状を理解した上で，弾性局部座屈耐力を計算するための単純で合理的な近似式を提案する．さらに，正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力に及ぼす角部曲率半径の影響についても，検討を加える．

一方，正方形中空断面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も検討する．まず，製造方法と鋼種と形状が異なる正方形中空断面部材の材料的初期不整と幾何学的初期不整を試験によって測定する．また，初期不整を有する正方形中空断面部材の局部座屈を伴う大変形挙動を荷重条件が単純な軸圧縮の実験によって検討する．実部材の初期不整と大変形挙動を調べた上で，正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす材料的初期不整と幾何学的初期不整の影響を荷重条件が単純な軸圧縮の解析によって明らかにする．さらに，重要な初期不整を特定した上で，初期不整を有する正方形中空断面部材のための解析方法を示し，その最大耐力と塑性変形能力を解析と実験によって調べて現在の幅厚比制限値[4),5)]の妥当性を検討する．

正方形中空断面部材の局部座屈性状と局部座屈性状に及ぼす初期不整の影響を個別に検討した上で，曲げせん断力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調べ，その局部座屈性状を決定する要因を明らかにする．まず，正方形中空断面部材の形状や荷重条件などに応じた弾性局部座屈耐力による基準化幅厚比を提案する．この基準化幅

厚比によって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をあらためて理解した上で，その大変形挙動を解析と実験によって検討する．曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす初期不整の影響と荷重条件の影響を解析と実験によって調べる．初期不整の影響については，軸圧縮の荷重条件で得られた初期不整の影響に関する知見を踏まえて検討する．さらに，曲げせん断力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，提案する基準化幅厚比を用いて部材形状である幅厚比や辺長比と荷重条件である加力角度や曲げモーメント勾配などに応じた形で評価する．

単調曲げせん断力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調べた上で，繰返し曲げせん断力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検討する．まず，製造方法と鋼種と形状が異なる正方形中空断面部材が繰返し曲げせん断力を受ける場合の局部座屈を伴う大変形挙動を実験によって検討する．この実験で得られた荷重変位関係から，荷重変位関係における直接の塑性変形能力を得るための包絡線を作成する．その上で，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす荷重条件の影響を実験結果を用いて検討する．その最大耐力と塑性変形能力に及ぼす繰返し荷重の影響と加力角度の影響を示す．また，繰返し曲げせん断力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と弾性局部座屈耐力による基準化幅厚比との関係を検討する．さらに，累積塑性変形能力と塑性変形能力との関係も調べる．

1.3　既往の研究

正方形中空断面部材の局部座屈に関する研究は現在までに数多く行われ，多大な成果が報告されている. 以下で, 正方形中空断面部材の局部座屈に関する既往の研究を記述する．

文献 9)では，軸圧縮の荷重条件において，正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力に等しい単純支持平板の弾性局部座屈耐力をエネルギー法によって計算している．文献 10)では，曲げせん断力と軸圧縮力を受ける溶接組立箱形断面部材の実験を行い，その大変形挙動を検討し，荷重変位関係を与える実験式を導いている．文献 11)では，冷間ロール成形角形鋼管部材と応力焼鈍によって残留応力を除去した冷間ロール成形角形鋼管部材を対象として，最大耐力と塑性変形能力に及ぼす残留応力の影響を短柱圧縮実験によって調べるとともに，最大耐力と塑性変形能力の予測式を求めている．文献 12)では，曲げせん断力と軸圧縮力を受ける溶接組立箱形断面部材の大変形挙動を実験によって検討している．文献 13)では，一様曲げと軸圧縮力を受ける正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力をエネ

ルギー法によって計算している．文献 14)では，曲げせん断力と軸圧縮力を受ける冷間ロール成形角形鋼管部材と溶接組立箱形断面部材の既往の実験結果に基づいて，その塑性変形能力の予測式を提案している．文献 15)では，曲げせん断力を受ける冷間成形角形鋼管部材の大変形挙動を実験によって検討している．文献 16)では，角形鋼管部材と箱形断面部材の短柱を対象として，板要素の元たわみを試験によって測定し，軸圧縮力を受ける場合の大変形挙動に及ぼす板要素の元たわみと角部曲率半径の影響を解析によって検討している．文献 17)では，曲げせん断力と軸圧縮力を受ける冷間ロール成形角形鋼管部材と溶接組立箱形断面部材の塑性変形能力を短柱圧縮の実験結果に基づいて評価している．文献 18)では，局部座屈と降伏がほとんど同時に生じるような幅厚比の冷間成形角形鋼管部材を対象として，断面各部の材料特性と残留応力を試験によって測定し，短柱圧縮実験によって大変形挙動を検討するとともに，崩壊メカニズムを調べている．文献 19)では，冷間ロール成形角形鋼管部材を対象として，断面各部の材料特性と残留応力を試験によって測定し，軸圧縮力を受ける場合の大変形挙動に及ぼす残留応力の影響を解析によって検討している．文献 20)では，降伏棚を有し降伏比の低い高強度の溶接組立箱形断面部材の短柱を対象として，軸圧縮力を受ける場合の大変形挙動を実験によって検討している．文献 21)では，冷間ロール成形角形鋼管部材と冷間プレス成形角形鋼管部材と溶接組立箱形断面部材を対象として，繰返し曲げせん断力を受ける場合の大変形挙動を実験によって調べ，最大耐力と塑性変形能力を検討している．文献 22)では，降伏比の低い高強度の溶接組立箱形断面部材を対象として，曲げせん断力と軸圧縮力を受ける場合の大変形挙動を実験によって調べ，最大耐力と塑性変形能力を検討している．文献 23)では，冷間ロール成形角形鋼管部材を対象として，断面各部の材料特性と残留応力を試験によって測定し，軸圧縮力を受ける場合の大変形挙動を実験によって調べるとともに，その大変形挙動に及ぼす残留応力の影響を解析によって検討している．文献 24)では，高強度の溶接組立箱形断面部材を対象として，曲げせん断力と軸圧縮力を受ける場合の塑性変形能力を短柱圧縮の実験結果に基づいて評価している．文献 25)では，冷間ロール成形角形鋼管部材と冷間プレス成形角形鋼管部材と溶接組立箱形断面部材を対象として，短柱の大変形挙動に基づき，曲げせん断力と軸圧縮力を受ける場合の大変形挙動の解析方法を提案している．文献26)では，降伏比の低い高強度の溶接組立箱形断面部材を対象として，曲げせん断力と軸圧縮力を受ける場合の大変形挙動に及ぼす降伏棚の影響を実験によって検討している．文献27)では，冷間ロール成形角形鋼管部材を対象として，繰返し軸力を受ける場合の大変形挙動および

繰返し一様曲げと軸圧縮力を受ける場合の大変形挙動を実験によって調べ，軸力比制限を提案している．文献 28)では，軸圧縮力を受ける箱形断面部材と角形鋼管部材の短柱の局部座屈領域を実験と解析によって検討している．文献 29)では，熱間ロール成形角形鋼管部材と冷間ロール成形角形鋼管部材を対象として，短柱の大変形挙動を実験によって調べ，曲げせん断力と軸圧縮力を受ける場合の大変形挙動を解析によって検討している．文献 30)では，熱間ロール成形角形鋼管部材と冷間ロール成形角形鋼管部材の曲げせん断実験を行い，破断も伴う大変形挙動を検討している．文献 31)では，曲げせん断力と軸圧縮力を受ける冷間ロール成形角形鋼管部材と冷間プレス成形角形鋼管部材の大変形挙動を実験によって調べ，最大耐力を検討している．文献 32)では，建築構造用圧延鋼材よりなる溶接組立箱形断面部材と熱間ロール成形角形鋼管部材が曲げせん断力と軸圧縮力を受ける場合の最大耐力と塑性変形能力を，短柱圧縮実験の結果を用いて評価し，塑性変形能力に応じた幅厚比制限値を提案している．文献 33)では，幅厚比と軸力比を変数として冷間ロール成形角形鋼管部材の実験を行い，繰返し曲げせん断力と軸圧縮力を受ける場合の劣化域を含む大変形挙動を検討している．文献 34)では，繰返し曲げせん断力と軸圧縮力を受ける角形鋼管部材の大変形挙動を解析によって調べ，塑性変形能力を検討している．文献 35)では，軸圧縮力あるいは一様曲げを受ける正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力を板要素の連成効果を考慮した形で有限帯板解析によって求めている．文献 36)では，曲げせん断力と軸圧縮力を受ける冷間ロール成形角形鋼管部材と冷間プレス成形角形鋼管部材の大変形挙動を実験によって検討している．文献 37)では，繰返し曲げせん断力と軸圧縮力を受ける角形鋼管部材の大変形挙動を解析と実験によって検討し，累積塑性変形能力の評価式を提案している．文献 38)では，角形鋼管部材の短柱を対象として，軸圧縮力を受ける場合の大変形挙動に及ぼす残留応力の影響を解析によって検討している．文献 39)では，軸圧縮力を受ける冷間ロール成形角形鋼管部材の大変形挙動に及ぼす残留応力と板要素の元たわみの影響を解析によって検討している．文献 40)では，曲げせん断力と軸圧縮力を受ける角形鋼管部材を対象として，細長比や軸力比を変数とした解析を行い，塑性変形能力に及ぼす材料特性の影響を検討している．文献 41)では，繰返し曲げせん断力と軸圧縮力を受ける冷間プレス成形角形鋼管部材の破断も伴う大変形挙動を実験と解析によって調べ，塑性変形能力を検討している．文献 42)では，降伏応力度が 700 あるいは 900 あるいは 1100 $\mathrm{N/mm^2}$ の冷間ロール成形角形鋼管部材の短柱を対象として，断面各部の材料特性と板要素の元たわみを試験によって測定し，軸圧縮力を受ける場合の大変形挙動を実験と解析に

よって検討している．

このように，正方形中空断面部材の局部座屈に関する数多くの実験や解析が行われ，多大な成果が報告されている．しかし，正方形中空断面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のが現状である．正方形中空断面部材の大変形挙動に影響を及ぼす因子は多岐に渡るが，その大変形挙動が部材形状や荷重条件などで純粋に定まる局部座屈性状によって決定されるのかあるいは製造加工による材料的初期不整や幾何学的初期不整によって決定されるのかは十分に明らかにされていない．このため，正方形中空断面部材の最大耐力と塑性変形能力が部材形状と荷重条件などを考慮した形で体系的に評価されているとは言いがたい．

第２章　曲げせん断力と軸圧縮力を受ける
正方形中空断面部材の弾性局部座屈性状

2.1 はじめに

正方形中空断面部材の局部座屈を伴う大変形挙動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部材形状や荷重条件などで純粋に定まる局部座屈性状を検討することが重要である．しかし，正方形中空断面部材の局部座屈性状を詳細に検討した研究は数少なく，弾性局部座屈性状さえ十分に理解されているとは言いがたい．正方形中空断面部材の弾性局部座屈性状に関する既往の研究には，例えば文献 9), 13)がある．文献 9)では，軸圧縮の荷重条件において，正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力に等しい単純支持平板の弾性局部座屈耐力をエネルギー法によって計算している．文献 13)では，一様曲げと軸圧縮力を受ける正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って計算している．このように，正方形中空断面部材の弾性局部座屈性状に関する成果があげられているものの，既往の研究では弾性局部座屈性状に影響を及ぼす板要素の境界条件と応力状態が単純にされている．板要素の連成効果および曲げとせん断と圧縮による応力状態を考慮した弾性局部座屈耐力は理論的に導出されていない．正方形中空断面部材の弾性局部座屈性状に及ぼす板要素の境界条件と形状と応力状態の影響は十分に明らかにされていない．このため，正方形中空断面部材の形状と応力状態を考慮した弾性局部座屈耐力の評価は行われていない．鋼構造設計規準 [4]においても，正方形中空断面部材の幅厚比制限値は軸圧縮力を受ける単純支持平板の弾性局部座屈耐力によって定められており，正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力は過小評価されている．

そこで本章では，曲げせん断力と軸圧縮力を受ける正方形中空断面部材の弾性局部座屈性状を検討し，その弾性局部座屈耐力を体系的に評価することを目的とする．正方形中空断面部材の形状と応力状態を考慮した弾性局部座屈耐力の近似式を提案することをめざす.

このために，まず，板要素の連成効果および曲げとせん断と圧縮による応力状態を考慮した正方形中空断面部材のエネルギー法による弾性局部座屈解析を行う．正方形中空断面部材の弾性局部座屈性状に及ぼす板要素の境界条件と形状と応力状態の影響を明らかにする．その弾性局部座屈性状を理解した上で，弾性局部座屈耐力を計算するための単純で合理的な近似式を提案する．さらに，正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力に及ぼす角部曲率半径の影響についても，検討を加える．

2.2 弾性局部座屈解析の概要

本節では，正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力を計算する．エネルギー法と有限要

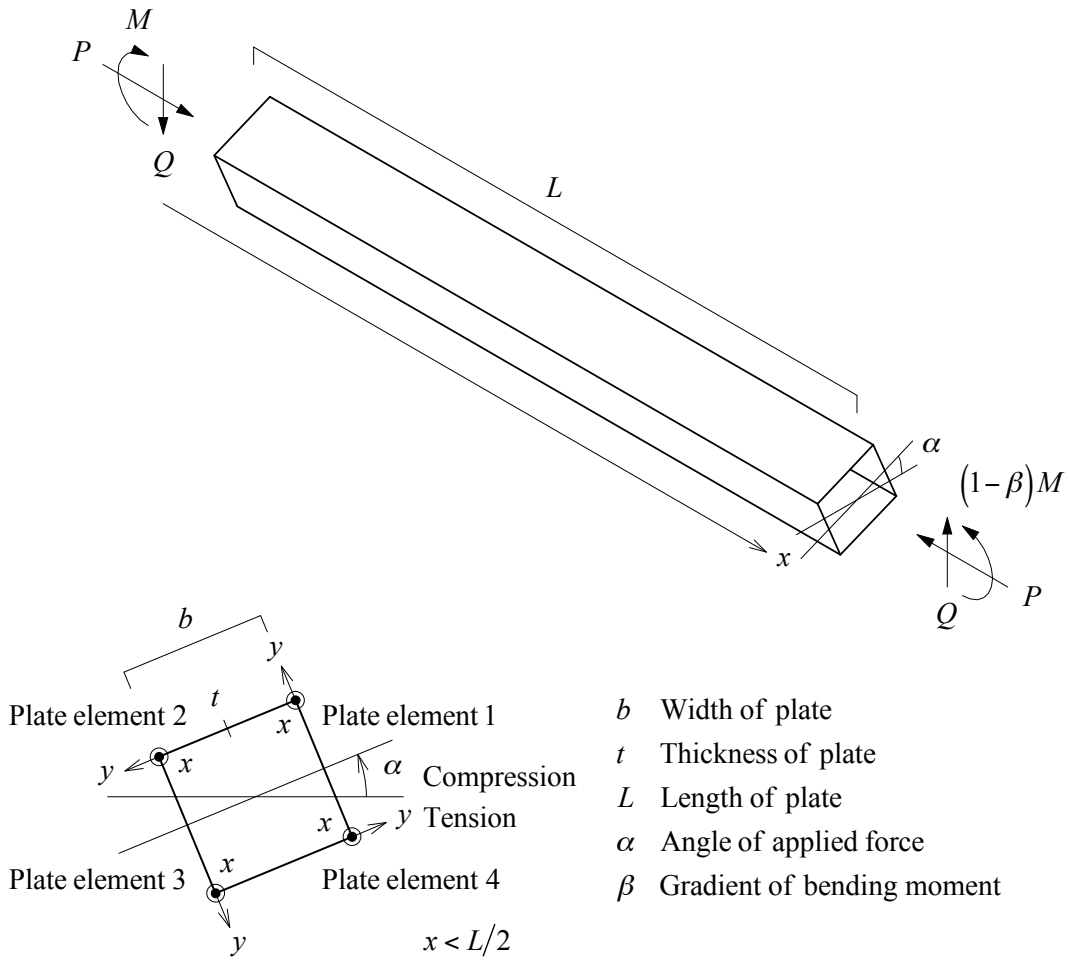


Fig. 2.1　Elastic local buckling analysis model

素法による弾性局部座屈解析の概要を示す.

2.2.1　エネルギー法

本項では，正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力を理論的な解析によって導出する．板要素の連成効果および曲げとせん断と圧縮による応力状態を考慮した弾性局部座屈解析の概要を示す.

弾性局部座屈解析の対象を記述する．図 2.1 に弾性局部座屈解析のモデルを示す．対象は初期不整のない完全弾性体の正方形中空断面部材である.解析モデルの形状については，その板厚は板幅に比して小さく全断面で一様である．板の幅 b と厚さ t と長さ L を変数とする．また，角部曲率半径を 0 として弾性局部座屈耐力を検討する．なお，弾性局部座屈耐力に及ぼす角部曲率半径の影響については，2.6 節において記述している．解析モデルの境界条件については，材端単純支持あるいは材端固定支持とする．解析モデルの荷重条件

については，曲げせん断力と軸圧縮力を受ける場合の弾性局部座屈耐力を検討する．加力角度が変化する二軸曲げせん断力の荷重を受ける場合の弾性局部座屈耐力を調べる．曲げモーメント勾配と加力角度と軸力比を変数とする．加力角度αの範囲は 0 度以上 45 度以下である．曲げモーメント勾配βの範囲は 0.0 以上 2.0 以下である．軸力比の範囲は 0.0 以上 1.0 以下である．ここで，軸力比を，軸圧縮力を純圧縮の座屈軸力で除した比と定める．

弾性局部座屈解析の方法を記述する．正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力をエネルギー法 [9]によって計算する．弾性局部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，弾性局部座屈耐力と弾性局部座屈波形を得る．

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

ここに，ΔUはひずみエネルギー，ΔTは外力がする仕事，a_{mn}とb_{mn}とc_{mn}とd_{mn}は係数である．座屈条件式は自然数である$m=1,2,\cdots,M$と$n=1,2,\cdots,N$に対して成り立つ必要がある．ここに，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．

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

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

ここに，iは板要素番号（図 2.1），Eはヤング係数，νはポアソン比（$\nu=0.3$），bは板幅，tは板厚，Lは材長，w_iは変位関数，$\sigma_i\left(x,y\right)$は垂直応力関数，$\tau_i\left(y\right)$はせん断応力関数である．

板要素の変位関数については，任意の応力状態における弾性局部座屈耐力を導出するために，長辺の境界条件を板要素の連成効果を考慮した弾性支持とする．長辺を弾性支持とするために，以下に示す 2 つの仮定を設ける．

1. 隣合う板要素は長辺において座屈変形後も直角を保つ．
2. 板要素に生じる曲げモーメントは長辺において釣合う．

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)–(2.12)と定める．部材両端

の支持条件については，前述のように単純支持あるいは固定支持としている（式(2.8)）．

$$w_1 = \sum_{m=1}^{M}\sum_{n=1}^{N} a_{mn}\mu_{m\,\mathrm{a}}\nu_n + \sum_{m=1}^{M}\sum_{n=1}^{N} d_{mn}\mu_{m\,\mathrm{b}}\nu_n + \sum_{m=1}^{M}\sum_{n=1}^{N} b_{mn}\mu_{m\,\mathrm{c}}\nu_n + \sum_{m=1}^{M}\sum_{n=1}^{N} c_{mn}\mu_{m\,\mathrm{d}}\nu_n \tag{2.4}$$

$$w_2 = \sum_{m=1}^{M}\sum_{n=1}^{N} b_{mn}\mu_{m\,\mathrm{a}}\nu_n + \sum_{m=1}^{M}\sum_{n=1}^{N} a_{mn}\mu_{m\,\mathrm{b}}\nu_n + \sum_{m=1}^{M}\sum_{n=1}^{N} c_{mn}\mu_{m\,\mathrm{c}}\nu_n + \sum_{m=1}^{M}\sum_{n=1}^{N} d_{mn}\mu_{m\,\mathrm{d}}\nu_n \tag{2.5}$$

$$w_3 = \sum_{m=1}^{M}\sum_{n=1}^{N} c_{mn}\mu_{m\,\mathrm{a}}\nu_n + \sum_{m=1}^{M}\sum_{n=1}^{N} b_{mn}\mu_{m\,\mathrm{b}}\nu_n + \sum_{m=1}^{M}\sum_{n=1}^{N} d_{mn}\mu_{m\,\mathrm{c}}\nu_n + \sum_{m=1}^{M}\sum_{n=1}^{N} a_{mn}\mu_{m\,\mathrm{d}}\nu_n \tag{2.6}$$

$$w_4 = \sum_{m=1}^{M}\sum_{n=1}^{N} d_{mn}\mu_{m\,\mathrm{a}}\nu_n + \sum_{m=1}^{M}\sum_{n=1}^{N} c_{mn}\mu_{m\,\mathrm{b}}\nu_n + \sum_{m=1}^{M}\sum_{n=1}^{N} a_{mn}\mu_{m\,\mathrm{c}}\nu_n + \sum_{m=1}^{M}\sum_{n=1}^{N} b_{mn}\mu_{m\,\mathrm{d}}\nu_n \tag{2.7}$$

$$\mu_m = \begin{cases} \sin\dfrac{m\pi x}{L} & \text{（両端単純支持）} \\ \sin\dfrac{\pi x}{L}\sin\dfrac{m\pi x}{L} & \text{（両端固定支持）} \end{cases} \tag{2.8}$$

$${}_{\mathrm{a}}\nu_n = \sin\frac{n\pi y}{b} \tag{2.9}$$

$${}_{\mathrm{b}}\nu_n = n\cos\left(n\pi\right)\sin\frac{\pi y}{b}\cos\frac{\pi y}{2b} \tag{2.10}$$

$${}_{\mathrm{c}}\nu_n = -n\sin\frac{\pi y}{b}\sin\frac{\pi y}{2b} \tag{2.11}$$

$${}_{\mathrm{d}}\nu_n = -\frac{\cos\left(n\pi\right)}{2}\sin\frac{\pi y}{b}\sin\frac{n\pi y}{b} \tag{2.12}$$

ここに，m と n は自然数，M と N は波数，a_{mn} と b_{mn} と c_{mn} と d_{mn} は係数，μ_m は x の関数，${}_{\mathrm{a}}\nu_n$ と ${}_{\mathrm{b}}\nu_n$ と ${}_{\mathrm{c}}\nu_n$ と ${}_{\mathrm{d}}\nu_n$ は y の関数，b は板幅，L は材長である．

板要素の応力関数については，二軸曲げせん断力と軸圧縮力を受ける場合の曲げ応力とせん断応力と圧縮応力を考慮する．板要素 i の垂直応力関数 $\sigma_i\left(x,y\right)$ とせん断応力関数 $\tau_i\left(y\right)$ はそれぞれ式(2.13)–(2.16)と(2.17)–(2.20)によって表される．ここで，本章では圧縮応力を正とする．また，せん断応力関数については，せん断流れ理論によって導いている [43]．

$$\sigma_1\left(x,y\right) = {}_{\mathrm{b}}\sigma_{\mathrm{cr}}\left(\frac{2\cos\alpha}{\sin\alpha+\cos\alpha}\frac{y}{b} + \frac{\sin\alpha-\cos\alpha}{\sin\alpha+\cos\alpha}\right)\left(1-\beta\frac{x}{L}\right) + {}_{\mathrm{c}}\sigma_{\mathrm{cr}} \tag{2.13}$$

$$\sigma_2\left(x,y\right) = {}_{\mathrm{b}}\sigma_{\mathrm{cr}}\left(-\frac{2\sin\alpha}{\sin\alpha+\cos\alpha}\frac{y}{b} + 1\right)\left(1-\beta\frac{x}{L}\right) + {}_{\mathrm{c}}\sigma_{\mathrm{cr}} \tag{2.14}$$

$$\sigma_3(x,y) = {}_{\mathrm{b}}\sigma_{\mathrm{cr}}\left(-\frac{2\cos\alpha}{\sin\alpha+\cos\alpha}\frac{y}{b}-\frac{\sin\alpha-\cos\alpha}{\sin\alpha+\cos\alpha}\right)\left(1-\beta\frac{x}{L}\right)+{}_{\mathrm{c}}\sigma_{\mathrm{cr}} \tag{2.15}$$

$$\sigma_4(x,y) = {}_{\mathrm{b}}\sigma_{\mathrm{cr}}\left(\frac{2\sin\alpha}{\sin\alpha+\cos\alpha}\frac{y}{b}-1\right)\left(1-\beta\frac{x}{L}\right)+{}_{\mathrm{c}}\sigma_{\mathrm{cr}} \tag{2.16}$$

$$\tau_1(y) = {}_{\mathrm{b}}\sigma_{\mathrm{cr}}\frac{1}{\lambda}\frac{2\beta}{\sin\alpha+\cos\alpha}\left(-\frac{\cos\alpha}{2}\frac{y^2}{b^2}-\frac{\sin\alpha-\cos\alpha}{2}\frac{y}{b}+\frac{\sin\alpha+\cos\alpha}{4}\right) \tag{2.17}$$

$$\tau_2(y) = {}_{\mathrm{b}}\sigma_{\mathrm{cr}}\frac{1}{\lambda}\frac{2\beta}{\sin\alpha+\cos\alpha}\left(\frac{\sin\alpha}{2}\frac{y^2}{b^2}-\frac{\sin\alpha+\cos\alpha}{2}\frac{y}{b}-\frac{\sin\alpha-\cos\alpha}{4}\right) \tag{2.18}$$

$$\tau_3(y) = {}_{\mathrm{b}}\sigma_{\mathrm{cr}}\frac{1}{\lambda}\frac{2\beta}{\sin\alpha+\cos\alpha}\left(\frac{\cos\alpha}{2}\frac{y^2}{b^2}+\frac{\sin\alpha-\cos\alpha}{2}\frac{y}{b}-\frac{\sin\alpha+\cos\alpha}{4}\right) \tag{2.19}$$

$$\tau_4(y) = {}_{\mathrm{b}}\sigma_{\mathrm{cr}}\frac{1}{\lambda}\frac{2\beta}{\sin\alpha+\cos\alpha}\left(-\frac{\sin\alpha}{2}\frac{y^2}{b^2}+\frac{\sin\alpha+\cos\alpha}{2}\frac{y}{b}+\frac{\sin\alpha-\cos\alpha}{4}\right) \tag{2.20}$$

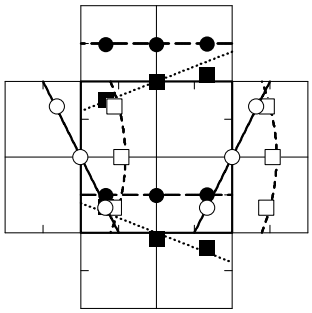
ここに，${}_{\mathrm{b}}\sigma_{\mathrm{cr}}$は最大曲げ応力度，${}_{\mathrm{c}}\sigma_{\mathrm{cr}}$は圧縮応力度，$\alpha$は加力角度，$\beta$は曲げモーメント勾配，$b$は板幅，$L$は材長，$\lambda$は辺長比（$\lambda = L/b$）である．

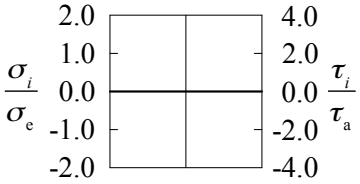
応力関数の妥当性を調べるために，図 2.2 に理論によって得られた応力分布と実験によって得られた応力分布を示す．図には，加力角度αが 0, 15, 30, 45 度の場合の曲げ応力分布とせん断応力分布を示している．曲げ応力分布については，曲げ応力度を縁応力度で除して表している．せん断応力分布については，せん断応力度を平均せん断応力度で除して表している．図では，正の応力度を断面の外側に，負の応力度を断面の内側に示している．また，応力度の理論値を線で，応力度の実験値をプロットで表している．板要素番号については，図 2.1 に示している．応力度の実験値は，冷間ロール成形角形鋼管 BCR295 の$300\times300\times6$の実験によって得られている．実験における応力度の測定には三軸ひずみゲージを使用している．図には，弾性域における応力度の実験値を示している．なお，実験の概要については，5.2 節において記述している．図から，応力度の理論値と実験値の対応は良く，本解析の応力関数は妥当である．

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(2.13)–(2.20)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${}_{\mathrm{n}}\sigma_{\mathrm{cr}}$は式(2.21)によって表される．

$${}_{\mathrm{n}}\sigma_{\mathrm{cr}} = {}_{\mathrm{b}}\sigma_{\mathrm{cr}} + {}_{\mathrm{c}}\sigma_{\mathrm{cr}} \tag{2.21}$$

ここに，${}_{\mathrm{b}}\sigma_{\mathrm{cr}}$は最大曲げ応力度，${}_{\mathrm{c}}\sigma_{\mathrm{cr}}$は圧縮応力度である．弾性局部座屈応力度である最大曲げ応力度${}_{\mathrm{b}}\sigma_{\mathrm{cr}}$と圧縮応力度${}_{\mathrm{c}}\sigma_{\mathrm{cr}}$と最大垂直応力度${}_{\mathrm{n}}\sigma_{\mathrm{cr}}$は，座屈係数を用いてそれぞれ



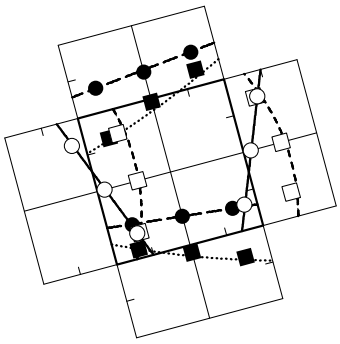


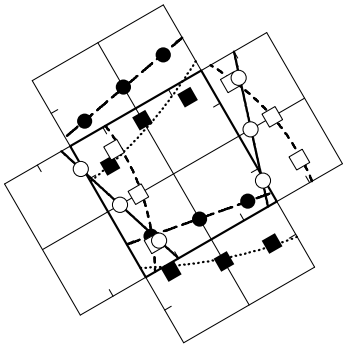
σ_i Bending stress in plate element *i*

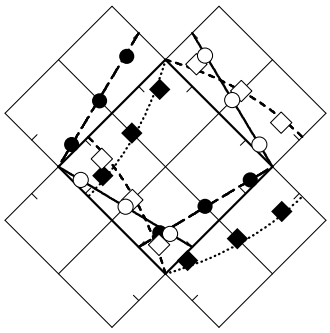
σ_e Extreme fiber stress

τ_i Shear stress in plate element *i*

τ_a Average shear stress







——— Theoretical value of normalized bending stress in plate element 1, 3

– – – – – Theoretical value of normalized bending stress in plate element 2, 4

- - - - - - - Theoretical value of normalized shear stress in plate element 1, 3

····· Theoretical value of normalized shear stress in plate element 2, 4

○ Experimental value of normalized bending stress in plate element 1, 3

● Experimental value of normalized bending stress in plate element 2, 4

□ Experimental value of normalized shear stress in plate element 1, 3

■ Experimental value of normalized shear stress in plate element 2, 4

Fig. 2.2 Stress distribution under biaxial bending shear force

式(2.22), (2.23), (2.24)によって表される．ここで，座屈係数は板要素の境界条件と辺長比と応力状態のみによって決定される．

$$ {}_{\mathrm{b}}\sigma_{\mathrm{cr}} = k_{\mathrm{b}} \frac{\pi^2 E}{12\left(1-\nu^2\right)} \frac{1}{\left(b/t\right)^2} \tag{2.22} $$

$$ {}_{\mathrm{c}}\sigma_{\mathrm{cr}} = k_{\mathrm{c}} \frac{\pi^2 E}{12\left(1-\nu^2\right)} \frac{1}{\left(b/t\right)^2} \tag{2.23} $$

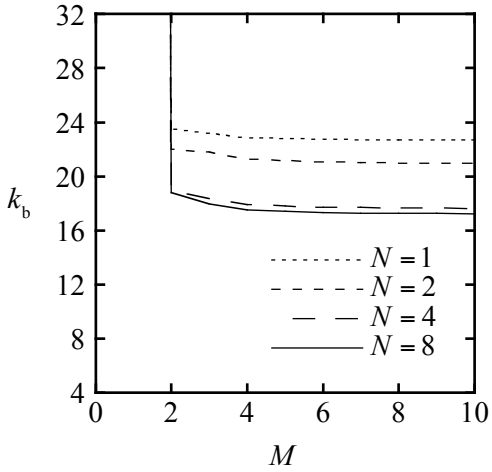
$$ {}_{\mathrm{n}}\sigma_{\mathrm{cr}} = k_{\mathrm{n}} \frac{\pi^2 E}{12\left(1-\nu^2\right)} \frac{1}{\left(b/t\right)^2} \tag{2.24} $$

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} は最大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（$\nu = 0.3$），b は板幅，t は板厚である．

座屈条件式である式(2.1)によって得られる弾性局部座屈耐力は，変位関数である式(2.4)–(2.7)における波数の影響を受けるため，弾性局部座屈耐力と波数との関係を調べる．波数が大きくなると弾性局部座屈耐力は収束するが，弾性局部座屈耐力の収束は板要素の境界条件と辺長比と応力状態の影響を受けると考えられる．境界条件については，両端固定支持の解析を示し，両端単純支持は後述する．辺長比については，辺長比を極端な 1 と 50 の 2 種類として検討する．応力状態については，荷重条件を加力角度が 45 度の逆対称曲げせん断力として検討する．この荷重条件では，弾性局部座屈波形が複雑になり，弾性局部座屈耐力が収束しにくいと考えられる．図 2.3 に座屈係数と波数との関係を示す．図 2.3(A)は最大曲げ応力度に対する座屈係数 k_{b} と軸方向の波数 M との関係である．図では，周方向の波数 N をパラメータにとっている．図から，波数 N によらず，波数 M がある値以上になると座屈係数 k_{b} はほとんど変化しない．妥当な座屈係数 k_{b} を得るためには，波数 M を，辺長比 λ が 1 の場合には 4 程度以上，辺長比 λ が 50 の場合には 80 程度以上とすればよい．このように，辺長比が小さい場合を除けば，軸方向の波数を辺長比の 2 倍とすることによって妥当な弾性局部座屈耐力が得られる．そこで，軸方向の波数 M を式(2.25)と定める．辺長比の 2 倍が 8 未満となる場合には，波数を 8 としている．

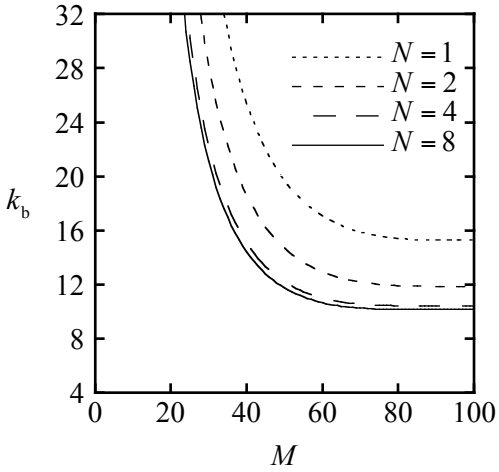
$$ M = 2\lambda \geq 8 \tag{2.25} $$

ここに，λ は辺長比（$\lambda = L/b$）である．図 2.3(B)は最大曲げ応力度に対する座屈係数 k_{b} と周方向の波数 N との関係である．図では，軸方向の波数 M を式(2.25)によって十分に大きくしている．図から，妥当な座屈係数 k_{b} を得るためには，波数 N を 4 程度以上とすればよ



$\lambda=1 \quad \alpha=45\,\text{deg.} \quad \beta=2.0 \quad k_c=0.0$
Clamped at end

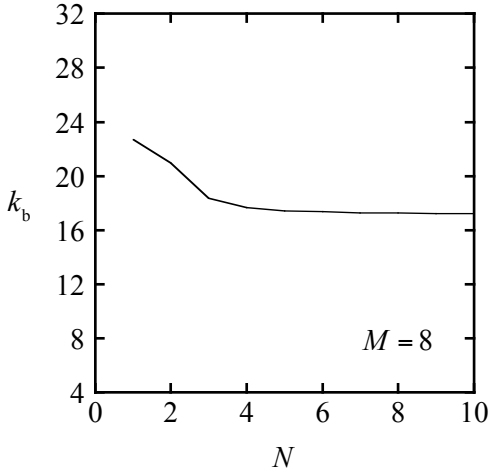
(a) Aspect ratio 1



$\lambda=50 \quad \alpha=45\,\text{deg.} \quad \beta=2.0 \quad k_c=0.0$
Clamped at end

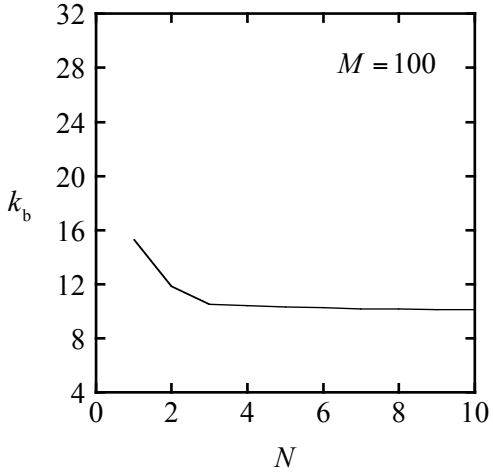
(b) Aspect ratio 50

(A) Wave number with respect to longitudinal direction



$\lambda=1 \quad \alpha=45\,\text{deg.} \quad \beta=2.0 \quad k_c=0.0$
Clamped at end

(a) Aspect ratio 1



$\lambda=50 \quad \alpha=45\,\text{deg.} \quad \beta=2.0 \quad k_c=0.0$
Clamped at end

(b) Aspect ratio 50

(B) Wave number with respect to transverse direction

Fig. 2.3 Convergence of buckling coefficient

い．そこで，周方向の波数 N を式(2.26)と定める．

$$N=8 \tag{2.26}$$

波数を式(2.25), (2.26)とすれば，両端単純支持あるいは両端固定支持の境界条件によらず，妥当な弾性局部座屈耐力が得られる．

以上は板要素の長辺を弾性支持とした弾性局部座屈解析の概要であるが，以下に板要素

の長辺を単純支持あるいは固定支持とする弾性局部座屈解析の概要を示す．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に，一枚の板要素を対象として長辺の境界条件を単純にする弾性局部座屈解析も行う．対象は図 2.1 に示す板要素 1 あるいは板要素 2 である．弾性局部座屈耐力と弾性局部座屈波形を得るための座屈条件式は式(2.27)によって表される．

$$\frac{\partial \Delta U}{\partial a_{mn}} = \frac{\partial \Delta T}{\partial a_{mn}} \tag{2.27}$$

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．座屈条件式は自然数である $m = 1, 2, \cdots, M$ と $n = 1, 2, \cdots, N$ に対して成り立つ必要がある．ここに，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(2.28), (2.29)によって表される．

$$\Delta U = \frac{1}{2}\frac{Et^3}{12\left(1-\nu^2\right)}\int_0^L\int_0^b\left[\left(\frac{\partial^2 w_i}{\partial x^2}+\frac{\partial^2 w_i}{\partial y^2}\right)^2 - 2\left(1-\nu\right)\left\{\frac{\partial^2 w_i}{\partial x^2}\frac{\partial^2 w_i}{\partial y^2}-\left(\frac{\partial^2 w_i}{\partial x \partial y}\right)^2\right\}\right]\mathrm{d}x\,\mathrm{d}y \tag{2.28}$$

$$\Delta T = \frac{1}{2}t\int_0^L\int_0^b\left\{\sigma_i\left(x,y\right)\left(\frac{\partial w_i}{\partial x}\right)^2 - 2\tau_i\left(y\right)\frac{\partial w_i}{\partial x}\frac{\partial w_i}{\partial y}\right\}\mathrm{d}x\,\mathrm{d}y \tag{2.29}$$

ここに，i は板要素番号（図 2.1），E はヤング係数，ν はポアソン比（$\nu = 0.3$），b は板幅，t は板厚，L は材長，w_i は変位関数，$\sigma_i\left(x,y\right)$ は垂直応力関数，$\tau_i\left(y\right)$ はせん断応力関数である．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．板要素 i の変位関数 w_i を式(2.30)–(2.33)と定める．部材両端の支持条件については，単純支持あるいは固定支持としている（式(2.32)）．

$$w_1 = \sum_{m=1}^{M}\sum_{n=1}^{N} a_{mn}\mu_m\nu_n \tag{2.30}$$

$$w_2 = \sum_{m=1}^{M}\sum_{n=1}^{N} a_{mn}\mu_m\nu_n \tag{2.31}$$

$$\mu_m = \begin{cases} \sin\dfrac{m\pi x}{L} & \text{（両端単純支持）} \\ \sin\dfrac{\pi x}{L}\sin\dfrac{m\pi x}{L} & \text{（両端固定支持）} \end{cases} \tag{2.32}$$

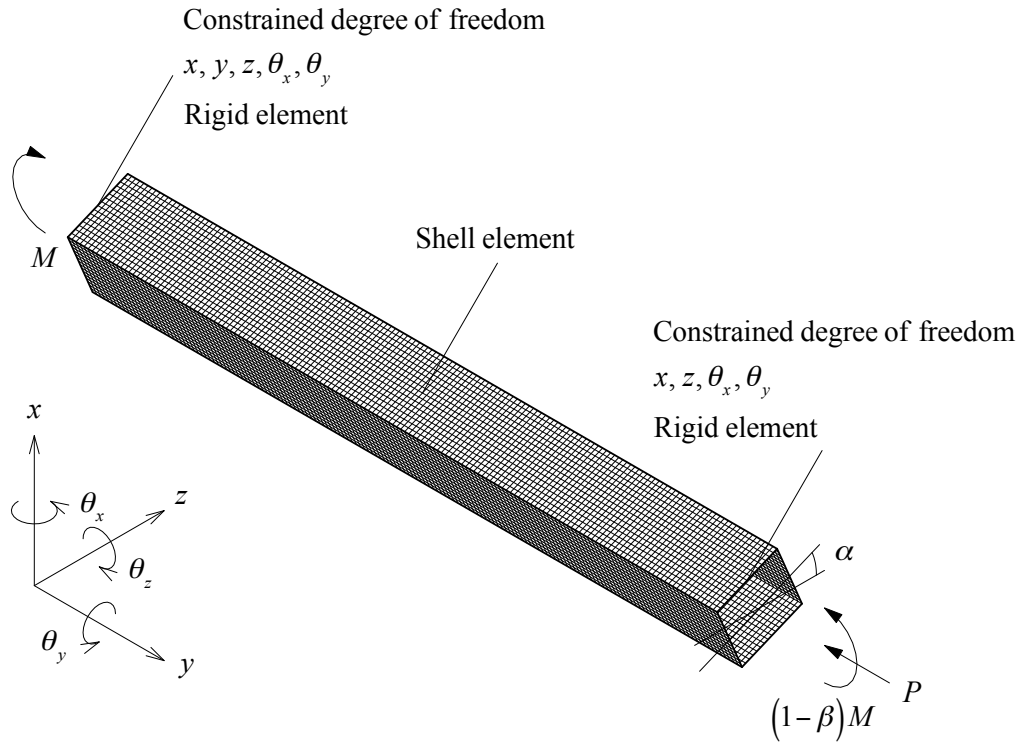


Fig. 2.4　Finite element model in eigenvalue buckling analysis

$$\nu_n = \begin{cases} \sin\dfrac{n\pi y}{b} & \text{（長辺単純支持）} \\ \sin\dfrac{\pi y}{b}\sin\dfrac{n\pi y}{b} & \text{（長辺固定支持）} \end{cases} \tag{2.33}$$

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，ν_n は y の関数，b は板幅，L は材長である．板要素の応力関数については，二軸曲げせん断力と軸圧縮力による曲げ応力とせん断応力と圧縮応力を考慮する．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(2.13), (2.14)と式(2.17), (2.18)によって表される．波数については，軸方向の波数 M と周方向の波数 N をそれぞれ式(2.25), (2.26)と定める．

2.2.2　有限要素法

有限要素法による弾性局部座屈解析の概要を示す．解析には汎用有限要素法解析プログラム Abaqus を使用している．図 2.4 に有限要素法解析モデルを示す．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，角部曲率半径がない場合には周方向に平板部を 16 分割しており，角部曲率半径がある場合には周方向に平板部を 12 分割し角部を 4 分割している．また，軸方向に平板部と角部を辺長比の 16 倍で分割している．解析モデルの境界条件と荷重条件は図に示す通りである．

2.3　弾性局部座屈性状に及ぼす境界条件の影響

本節では，正方形中空断面部材の弾性局部座屈性状に及ぼす板要素の境界条件の影響を検討する．板要素の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．

板要素の長辺の境界条件が弾性局部座屈耐力に及ぼす影響を調べるために，図 2.5 に長辺を単純支持あるいは板要素の連成効果を考慮した弾性支持あるいは固定支持とした場合の座屈係数を示す．図には，解析対象の板要素と長辺の境界条件を示している．解析対象の一枚の板要素を図 2.1 に示す板要素の番号で表している．また，有限要素法による弾性局部座屈解析の結果を○で表している．

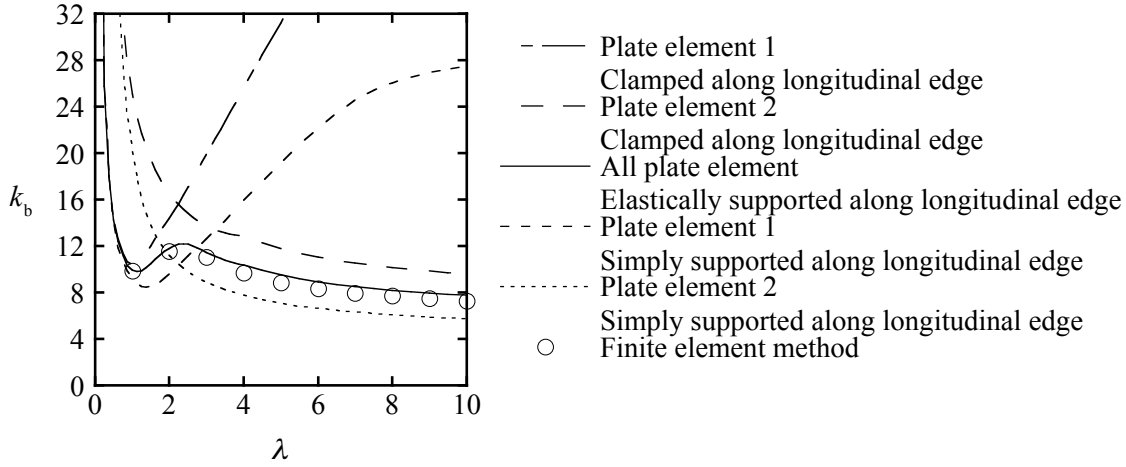
まず，解析結果の一例として，図 2.5(a)に座屈係数 k_b と辺長比 λ との関係を示す．荷重条件は加力角度が 0 度の逆対称曲げせん断力であり，軸圧縮力は作用していない．図から，現実的な辺長比の範囲では，正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力は大まかにはフランジである板要素 2 の弾性局部座屈耐力によって決定される．現実的な辺長比の範囲では，弾性支持の弾性局部座屈耐力は単純支持の弾性局部座屈耐力と固定支持の弾性局部座屈耐力のほぼ中間にある．すなわち，長辺の境界条件を板要素の連成効果を考慮せずに単純にすると，正確な弾性局部座屈耐力が得られない．

加力角度が変化する場合における長辺の境界条件の影響を調べるために，図 2.5(b)に座屈係数 k_b と加力角度 α との関係を示す．荷重条件は逆対称曲げせん断力であり，軸圧縮力は作用していない．図から，加力角度が 0 度の場合に単純支持の弾性局部座屈耐力と固定支持の弾性局部座屈耐力のほぼ中間にある弾性支持の弾性局部座屈耐力は，加力角度が 45 度に近づくと単純支持の弾性局部座屈耐力に近づく．

軸圧縮力が変化する場合における長辺の境界条件の影響を調べるために，図 2.5(c)に曲げせん断力と軸圧縮力が作用する場合の座屈係数 k_b と座屈係数 k_c との関係を示す．ただし，横軸が 0 の荷重条件は曲げせん断力のみであり，縦軸が 0 の荷重条件は軸圧縮力のみである．図から，軸圧縮力がない場合に単純支持の弾性局部座屈耐力と固定支持の弾性局部座屈耐力のほぼ中間にある弾性支持の弾性局部座屈耐力は，軸圧縮力が大きくなると単純支持の弾性局部座屈耐力に近づく．

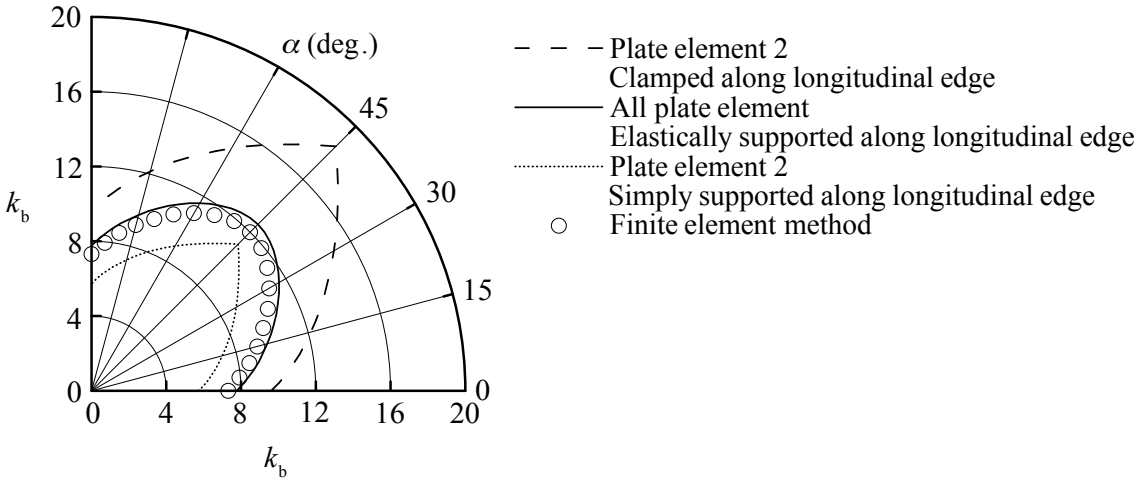
以上のように，長辺の境界条件は応力状態の影響を受けるため，任意の応力状態の弾性局部座屈耐力を理解するためには長辺を板要素の連成効果を考慮した弾性支持とする必要がある．

なお，図 2.5 の各図から，エネルギー法による弾性局部座屈耐力と有限要素法による弾



$\alpha = 0$ deg.　$\beta = 2.0$　$k_c = 0.0$　Clamped at end

(a)　Relation between buckling coefficient and aspect ratio



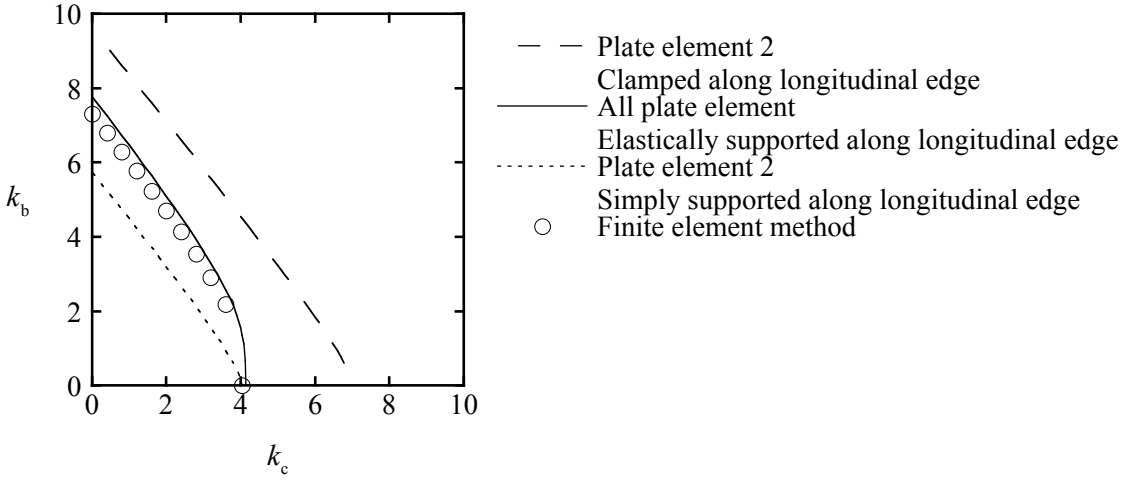
$\lambda = 10$　$\beta = 2.0$　$k_c = 0.0$　Clamped at end

(b)　Relation between buckling coefficient and angle of applied force

Fig. 2.5　Effect of boundary condition on elastic local buckling strength

性局部座屈耐力の対応は良く，本研究のエネルギー法による理論解析で得られた弾性局部座屈耐力は妥当である．

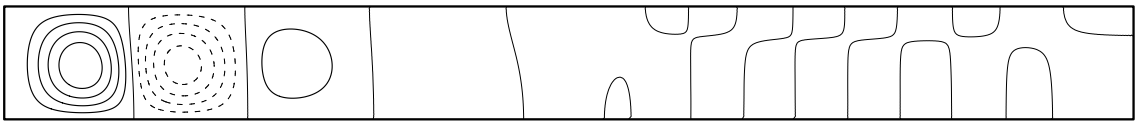
ここで，板要素の長辺の境界条件が弾性局部座屈波形に及ぼす影響を調べるために，図 2.6 に長辺を単純支持あるいは板要素の連成効果を考慮した弾性支持あるいは固定支持とした場合の弾性局部座屈波形の一例を示す．図には，加力角度が 45 度の逆対称曲げせん断力と軸圧縮力が作用する場合の弾性局部座屈波形を示している．図の弾性局部座屈波形は



$\lambda = 10 \quad \alpha = 0 \text{ deg.} \quad \beta = 2.0 \quad$ Clamped at end

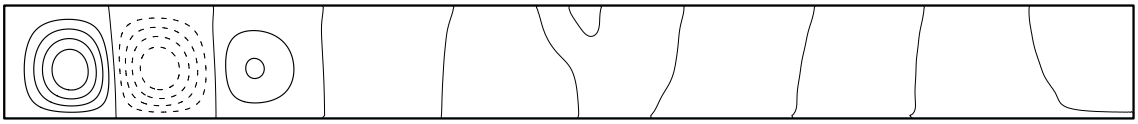
(c) Buckling coefficient under bending shear force and axial compressive force

Fig. 2.5 Effect of boundary condition on elastic local buckling strength



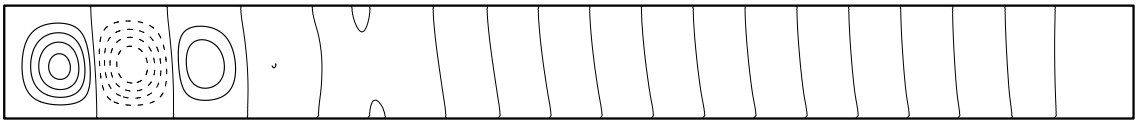
$k_b = 6.2$

(a) Simply supported along longitudinal edge



$k_b = 8.0$

(b) Elastically supported along longitudinal edge

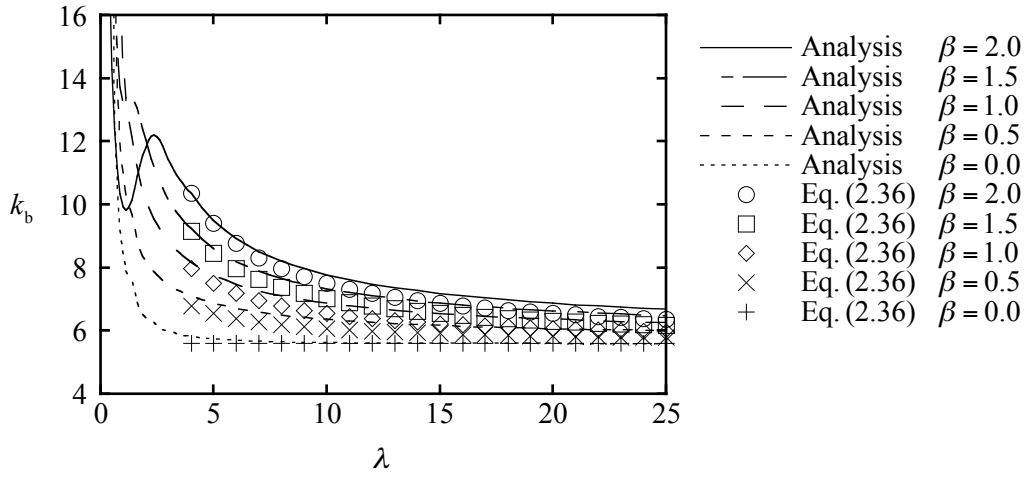


$k_b = 13.8$

(c) Clamped along longitudinal edge

Plate element 2 $\quad \lambda = 10 \quad \alpha = 45 \text{ deg.} \quad \beta = 2.0 \quad k_c = 2.0 \quad$ Clamped at end

Fig. 2.6 Effect of boundary condition on elastic local buckling form



$\alpha = 0$ deg.　$k_c = 0.0$　Clamped at end

Fig. 2.7　Effect of gradient of bending moment on elastic local buckling strength

エネルギー法による理論解析で得られている．図から，弾性支持の弾性局部座屈波形は，単純支持の弾性局部座屈波形と固定支持の弾性局部座屈波形の中間となっている．この弾性局部座屈波形から判断しても，本研究のエネルギー法による理論解析の方法と結果は妥当である．

2.4　弾性局部座屈性状に及ぼす応力状態の影響

本節では，正方形中空断面部材の弾性局部座屈性状に及ぼす板要素の応力状態の影響をエネルギー法による板要素の連成効果を考慮した弾性局部座屈解析で検討する．弾性局部座屈耐力に及ぼす曲げモーメント勾配と加力角度と軸力比の影響を調べる．

2.4.1　曲げモーメント勾配の影響

まず，曲げモーメント勾配の影響を調べるために，図 2.7 に曲げモーメント勾配 β をパラメータにとった座屈係数 k_b と辺長比 λ との関係を示す．曲げモーメント勾配 β が 0 の場合には一様曲げが作用しており，曲げモーメント勾配 β が 2 の場合には逆対称曲げせん断力が作用している（図 2.1）．図のプロットについては 2.5 節において記述している．図から，現実的な辺長比の場合，曲げモーメント勾配が大きくなると弾性局部座屈耐力は大きくなる．柱材として使用される正方形中空断面部材はほとんどの場合において曲げとせん断力を同時に受けるため，その弾性局部座屈耐力を正しく評価するためには曲げモーメント勾配の影響を考慮する必要がある．また，曲げモーメント勾配が大きい場合，弾性局部

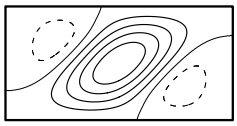


Plate element 1　$\lambda = 2$　$k_{\mathrm{b}} = 11.8$

(a)　Shear mode

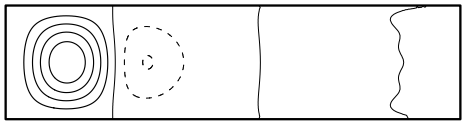


Plate element 2　$\lambda = 4$　$k_{\mathrm{b}} = 10.4$

(b)　Bending mode

$\alpha = 0$ deg.　$\beta = 2.0$　$k_{\mathrm{c}} = 0.0$　Clamped at end

Fig. 2.8　Elastic local buckling mode under bending shear force

座屈耐力に及ぼす辺長比の影響は辺長比が小さい範囲と大きい範囲で異なる．これは辺長比が小さい範囲において座屈形式が変化しているためである．弾性局部座屈波形の一例として，図 2.8 に辺長比が 2 と 4 の場合の弾性局部座屈波形を示す．図から，座屈形式は辺長比が 2 の場合にせん断形になっており，辺長比が 4 の場合に曲げ形になっている．このように，曲げモーメント勾配が大きく辺長比が小さい場合には，正方形中空断面部材の座屈形式はせん断形になる．しかし，座屈形式がせん断形になるのは辺長比が極めて小さい場合に限られるため，現実的な正方形中空断面部材の座屈形式は曲げ形になる．

2.4.2　加力角度の影響

加力角度の影響を調べるために，図 2.9 に座屈係数 k_{n} と加力角度 α との関係を示す．図のパラメータは圧縮応力度を純圧縮の場合の座屈応力度で除した軸力比である．図 2.9 に示すように，現実的な辺長比の正方形中空断面部材が一様曲げあるいは曲げせん断力を受ける場合，弾性局部座屈耐力は加力角度が 45 度に近づくと大きくなり，弾性局部座屈耐力は加力角度が 45 度の場合に最大になる．また，軸圧縮力が大きくなると弾性局部座屈耐力に及ぼす加力角度の影響は小さくなり，純圧縮の場合には当然のことながら加力角度の影響は皆無となる．

2.4.3　軸力比の影響

軸力比の影響を調べるために，図 2.10 に基準化最大垂直応力度 ${}_{\mathrm{n}}\sigma_{\mathrm{cr}} \big/ {}_{\mathrm{c}}\sigma_{\mathrm{cr0}}$ と基準化圧縮応力度 ${}_{\mathrm{c}}\sigma_{\mathrm{cr}} \big/ {}_{\mathrm{c}}\sigma_{\mathrm{cr0}}$ との関係を示す．縦軸は板要素の連成効果および曲げとせん断と圧縮に

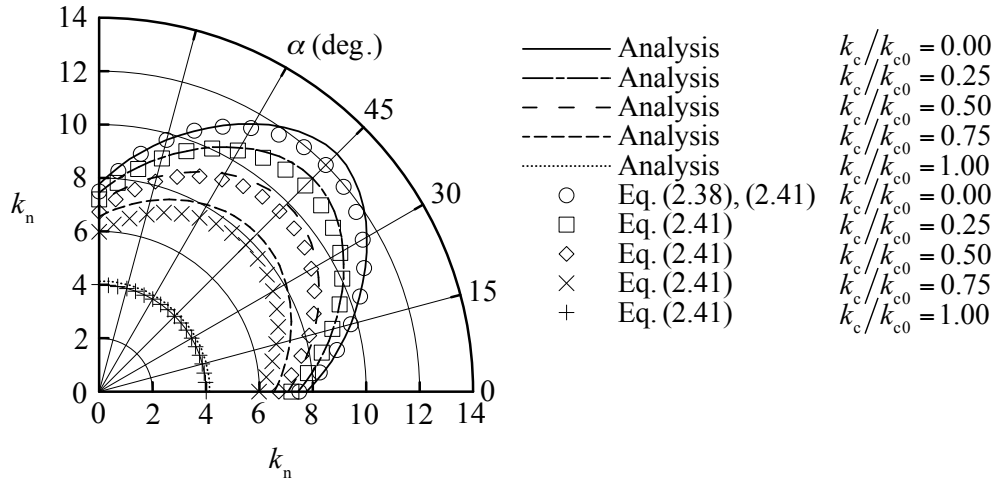


Fig. 2.9 Effect of angle of applied force on elastic local buckling strength

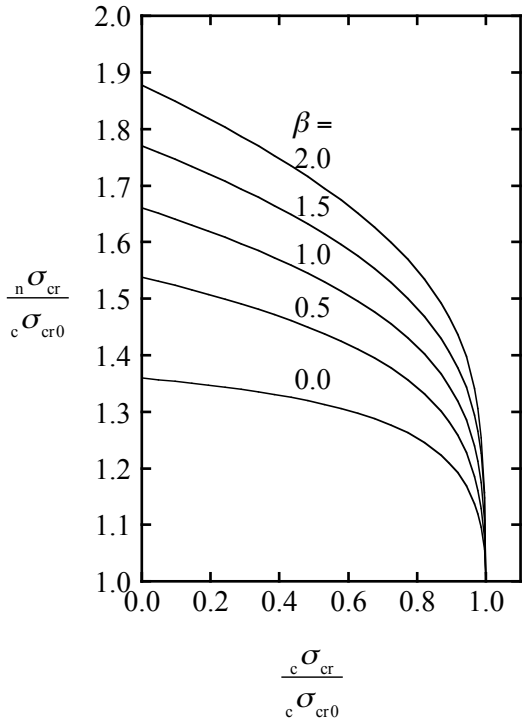


Fig. 2.10 Effect of axial compressive force on elastic local buckling strength

よる応力状態を考慮した弾性局部座屈耐力を純圧縮の弾性局部座屈耐力で除した値である．ここで，正方形中空断面部材の純圧縮の弾性局部座屈耐力は鋼構造設計規準 [4]の幅厚比制限値を定める四辺単純支持平板の純圧縮の弾性局部座屈耐力に等しい [9]．このため，縦軸

は板要素の境界条件と応力状態を正しく考慮した弾性局部座屈耐力が鋼構造設計規準[4]の幅厚比制限値を定める弾性局部座屈耐力に対して何倍大きいかを表している．一方，横軸は圧縮応力度を純圧縮の場合の座屈応力度で除した軸力比である．図から，一様曲げと軸圧縮力あるいは曲げせん断力と軸圧縮力を受ける場合の弾性局部座屈耐力は純圧縮の弾性局部座屈耐力よりも大きい．純圧縮は正方形中空断面部材の局部座屈にとって最も不利な荷重条件であるため，鋼構造設計規準[4]のように純圧縮の弾性局部座屈耐力で幅厚比制限値を定めると正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力を過小評価することになる．なお，鋼構造設計規準[4]では曲げせん断力と軸圧縮力を同時に受ける板要素の幅厚比制限値が近似的に定められているが，その近似式は純圧縮と純せん断の幅厚比制限値を直線補間するものとなっており，曲げとせん断力の相互作用が正しく評価されていない．以上より，正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力を正しく評価するためには，曲げモーメント勾配と軸力比を考慮する必要がある．

2.5　弾性局部座屈耐力の評価

これまでの 2.3 節と 2.4 節の検討によって，正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力を正しく評価するためには，板要素の境界条件と応力状態を正しく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，板要素の連成効果および曲げとせん断と圧縮による応力状態を考慮した正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力の近似式を提案する．

本節では，曲げせん断力と軸圧縮力を受ける正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力の評価を目的とする．このために，まず曲げせん断力あるいは軸圧縮力のみを受ける場合の弾性局部座屈耐力を評価し，これらの近似式を用いて曲げせん断力と軸圧縮力を受ける場合の弾性局部座屈耐力を評価する．また，弾性局部座屈耐力の評価においては，単純で各因子の影響を理解しやすい近似式を作成し，近似式の精度をできる限り高めることとする．なお，本節における近似は最小二乗法による．

ここで，弾性局部座屈耐力の近似式における辺長比の範囲を定める．図 2.7, 2.8 で記述したように，曲げモーメント勾配が大きく辺長比が小さい場合には正方形中空断面部材の座屈形式はせん断形になる．しかし，せん断形が生じうる辺長比を検討範囲に含めると弾性局部座屈耐力の近似式が複雑になると考えられる．そこで，単純な弾性局部座屈耐力の近似式を作成することを意図して，近似式における辺長比の下限値を 4 とする．

部材両端の支持条件については，両端単純支持と両端固定支持の弾性局部座屈耐力の近

似式を提案する．本節では，両端固定支持の弾性局部座屈耐力の評価を論じ，両端単純支持の弾性局部座屈耐力の近似式を最後に示すこととする．

2.5.1 曲げせん断力

本項では，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力を評価する．加力角度が変化する二軸曲げせん断力の荷重を受ける場合の弾性局部座屈耐力の近似式を提案する．

最初に，加力角度αが 0 度の一様曲げ（$\beta = 0.0$）を受ける場合の弾性局部座屈耐力を評価する．図 2.7 にこの荷重条件の弾性局部座屈耐力を示している．図から，一様曲げが作用する場合の弾性局部座屈耐力は辺長比λの影響をほとんど受けていない．そこで，加力角度が 0 度の一様曲げを受ける場合の弾性局部座屈耐力を式(2.34)によって近似する．

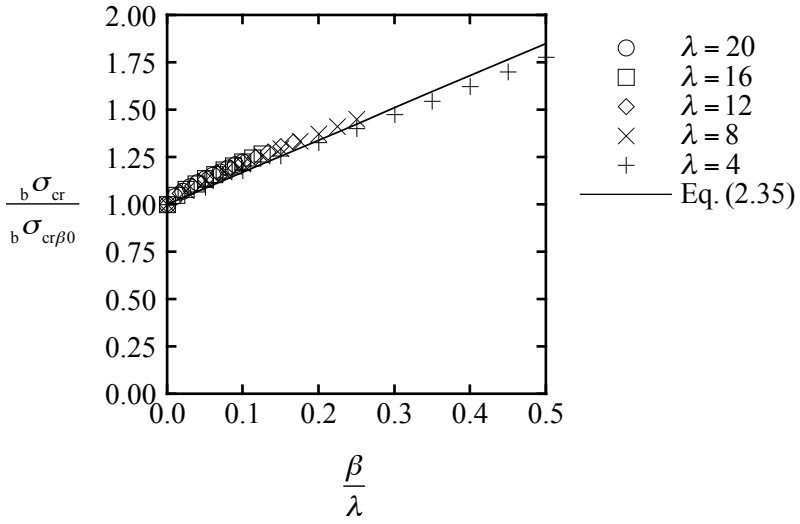
$$k_{\mathrm{b}0} = 5.6 \tag{2.34}$$

ここに，$k_{\mathrm{b}0}$は軸圧縮力がない場合の最大曲げ応力度に対する座屈係数である．

次に，弾性局部座屈耐力に及ぼす曲げモーメント勾配βの影響を考える．図 2.7 から分かるように，現実的な辺長比λの範囲では曲げモーメント勾配が大きくなると弾性局部座屈耐力は大きくなる．この曲げモーメント勾配による弾性局部座屈耐力の上昇率は辺長比の影響を受けると考えられる．すなわち，辺長比が大きい場合には曲げモーメント勾配の影響は小さくなり，辺長比が無限大の場合には曲げモーメント勾配の影響は 0 になると考えられる．このことを考慮し，曲げモーメント勾配と辺長比との比を用いて，曲げせん断力を受ける場合の弾性局部座屈耐力の評価を試みる．図 2.11 に基準化最大曲げ応力度${}_{\mathrm{b}}\sigma_{\mathrm{cr}} \big/ {}_{\mathrm{b}}\sigma_{\mathrm{cr}\beta 0}$と基準化曲げモーメント勾配$\beta/\lambda$との関係を示す．縦軸はある曲げモーメント勾配の弾性局部座屈耐力を曲げモーメント勾配が 0 の弾性局部座屈耐力で除した比である．図から，基準化最大曲げ応力度と基準化曲げモーメント勾配はほぼ直線関係にある．そこで, 曲げモーメント勾配による弾性局部座屈耐力の上昇率を式(2.35)によって近似する．

$$\frac{{}_{\mathrm{b}}\sigma_{\mathrm{cr}}}{{}_{\mathrm{b}}\sigma_{\mathrm{cr}\beta 0}} = 1 + 1.7\frac{\beta}{\lambda} \tag{2.35}$$

ここに，${}_{\mathrm{b}}\sigma_{\mathrm{cr}}$は最大曲げ応力度，${}_{\mathrm{b}}\sigma_{\mathrm{cr}\beta 0}$は曲げモーメント勾配が 0 の場合の最大曲げ応力度，βは曲げモーメント勾配，λは辺長比（$\lambda = L/b$）である．式(2.34), (2.35)によって，加力角度が 0 度の曲げせん断力を受ける場合の弾性局部座屈耐力を式(2.36)によって表すことができる．



$\alpha = 0$ deg.　$k_{\mathrm{c}} = 0.0$　Clamped at end

Fig. 2.11　Evaluation for effect of gradient of bending moment

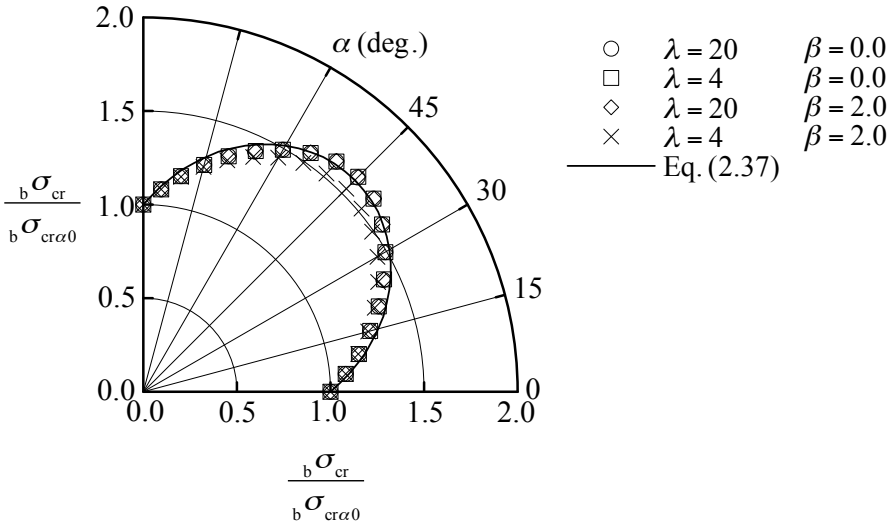
$$k_{\mathrm{b0}} = 5.6\left(1 + 1.7\frac{\beta}{\lambda}\right) \tag{2.36}$$

ここに，k_{b0} は軸圧縮力がない場合の最大曲げ応力度に対する座屈係数，β は曲げモーメント勾配，λ は辺長比（$\lambda = L/b$）である．なお，図 2.7 に式(2.36)による近似値と解析値との比較を示している．図では，近似値をプロットで解析値を線で表している．図から，式(2.36)によって妥当な座屈係数が得られる．

最後に，弾性局部座屈耐力に及ぼす加力角度 α の影響を考える．図 2.9 から分かるように，弾性局部座屈耐力は加力角度が 45 度に近づくと大きくなる．この加力角度による弾性局部座屈耐力の上昇率を調べるために，図 2.12 に基準化最大曲げ応力度 ${}_{\mathrm{b}}\sigma_{\mathrm{cr}} / {}_{\mathrm{b}}\sigma_{\mathrm{cr}\alpha 0}$ と加力角度 α との関係を示す．動径はある加力角度の弾性局部座屈耐力を加力角度が 0 度の弾性局部座屈耐力で除した比である．図から，加力角度による弾性局部座屈耐力の上昇率は辺長比 λ や曲げモーメント勾配 β の影響を大きくは受けていない．そこで，加力角度による弾性局部座屈耐力の上昇率を式(2.37)によって近似する．なお，本研究では加力角度の単位を度としている．

$$\frac{{}_{\mathrm{b}}\sigma_{\mathrm{cr}}}{{}_{\mathrm{b}}\sigma_{\mathrm{cr}\alpha 0}} = 1 + 0.6\sin 2\alpha \tag{2.37}$$

ここに，${}_{\mathrm{b}}\sigma_{\mathrm{cr}}$ は最大曲げ応力度，${}_{\mathrm{b}}\sigma_{\mathrm{cr}\alpha 0}$ は加力角度が 0 度の場合の最大曲げ応力度，α は



$k_c = 0.0$ Clamped at end

Fig. 2.12 Evaluation for effect of angle of applied force

加力角度である．式(2.36), (2.37)によって，二軸曲げせん断力を受ける場合の弾性局部座屈耐力を式(2.38)によって表すことができる．

$$k_{b0} = 5.6\left(1+0.6\sin 2\alpha\right)\left(1+1.7\frac{\beta}{\lambda}\right) \tag{2.38}$$

ここに，k_{b0} は軸圧縮力がない場合の最大曲げ応力度に対する座屈係数，α は加力角度，β は曲げモーメント勾配，λ は辺長比（$\lambda = L/b$）である．なお，式(2.38)による近似値と解析値との比較を図 2.9 に示している．図では，近似値を丸プロットで解析値を実線で表している．図から，式(2.38)によって妥当な座屈係数が得られる．

2.5.2 軸圧縮力

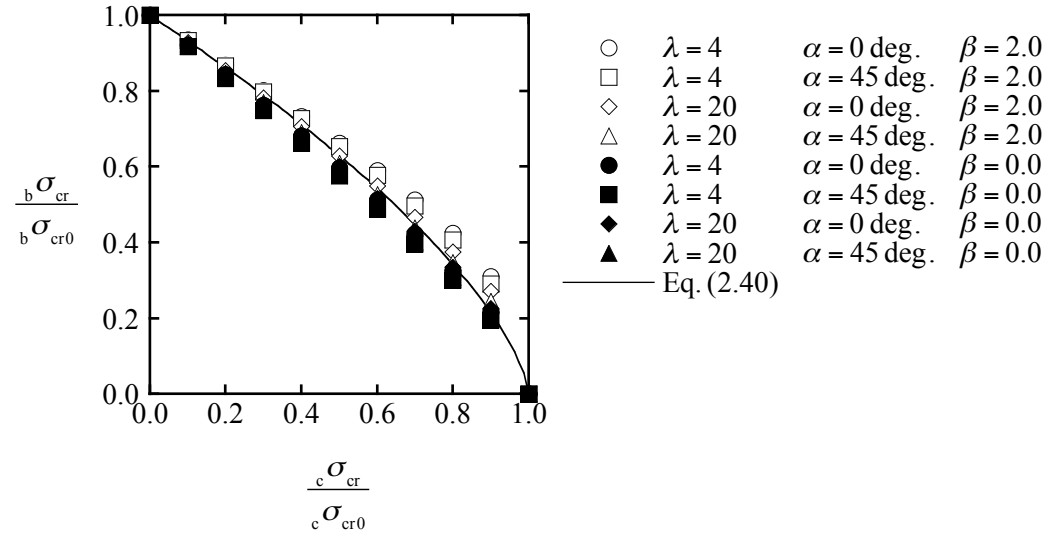
本項では，軸圧縮力を受ける正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力を評価する．純圧縮の弾性局部座屈耐力の最小値は座屈係数の 4 であることが既に知られている [9), 44), 45)]．図 2.5, 2.9 に純圧縮を受ける場合の弾性局部座屈耐力を示しており，本解析でも 4 に近い座屈係数が得られている．そこで，軸圧縮力を受ける場合の弾性局部座屈耐力を式(2.39)によって近似する．

$$k_{c0} = 4.0 \tag{2.39}$$

ここに，k_{c0} は純圧縮の場合の圧縮応力度に対する座屈係数である．

2.5.3 曲げせん断力と軸圧縮力

本項では，以上の弾性局部座屈耐力の近似式を用いて，曲げせん断力と軸圧縮力を受け



Clamped at end

Fig. 2.13　Evaluation for effect of axial compressive force

る正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力を評価する．図 2.13 に基準化最大曲げ応力度 ${}_b\sigma_{cr}/{}_b\sigma_{cr0}$ と基準化圧縮応力度 ${}_c\sigma_{cr}/{}_c\sigma_{cr0}$ との関係を示す．縦軸は最大曲げ応力度を軸圧縮力がない場合の座屈応力度で除した値である．一方，横軸は圧縮応力度を純圧縮の場合の座屈応力度で除した値である．図から，基準化最大曲げ応力度と基準化圧縮応力度との関係は辺長比 λ や加力角度 α や曲げモーメント勾配 β の影響を受けてはいるが，圧縮応力度が大きくなければそのばらつきは大きくないと考える．そこで，基準化最大曲げ応力度と基準化圧縮応力度との関係を式(2.40)によって近似する．

$$\left(\frac{{}_b\sigma_{cr}}{{}_b\sigma_{cr0}}\right)^{\frac{3}{2}}+\left(\frac{{}_c\sigma_{cr}}{{}_c\sigma_{cr0}}\right)=1 \tag{2.40}$$

ここに，${}_b\sigma_{cr}$ は最大曲げ応力度，${}_b\sigma_{cr0}$ は軸圧縮力がない場合の最大曲げ応力度，${}_c\sigma_{cr}$ は圧縮応力度，${}_c\sigma_{cr0}$ は純圧縮の場合の圧縮応力度である．式(2.40)を式(2.38), (2.39)を用いて座屈係数によって表せば式(2.41)となる．式(2.41)によって，二軸曲げせん断力と軸圧縮力を受ける正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力を計算できる．

$$\left\{\frac{k_b}{5.6\left(1+0.6\sin 2\alpha\right)\left(1+1.7\beta/\lambda\right)}\right\}^{\frac{3}{2}}+\left(\frac{k_c}{4.0}\right)=1 \tag{2.41}$$

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，α は

加力角度，β は曲げモーメント勾配，λ は辺長比（$\lambda = L/b$）である．なお，図 2.9 に式(2.41)による近似値と解析値との比較を示している．図では，近似値をプロットで解析値を線で表している．図から，式(2.41)によって妥当な座屈係数が得られる．

以上は部材両端の支持条件が固定支持の弾性局部座屈耐力の近似式であるが，同様の方法により部材両端の支持条件が単純支持の弾性局部座屈耐力の近似式を作成すると式(2.42)が得られる．

$$\left\{\frac{k_{\mathrm{b}}}{5.6\left(1+0.6\sin 2\alpha\right)\left(1+0.8\beta/\lambda\right)}\right\}^{\frac{7}{5}}+\left(\frac{k_{\mathrm{c}}}{4.0}\right)=1 \tag{2.42}$$

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，α は加力角度，β は曲げモーメント勾配，λ は辺長比（$\lambda = L/b$）である．

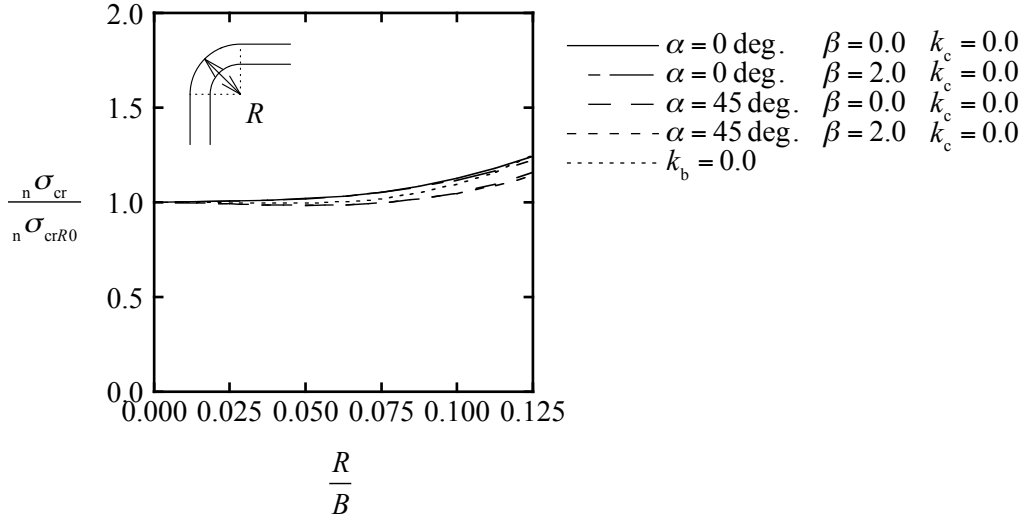
座屈係数と弾性局部座屈応力度との関係は式(2.22)–(2.24)によって表され，座屈係数の近似式とこれらの式によって，任意の形状の正方形中空断面部材の弾性局部座屈応力度を計算することができる．

なお，圧縮応力度が純圧縮の場合の座屈応力度の 6 割以下程度の範囲であれば，本研究の近似式によって妥当な弾性局部座屈耐力が得られることを確認している．この範囲では，近似式による弾性局部座屈耐力とエネルギー法による弾性局部座屈耐力との誤差は最大でも 1 割程度である．また，圧縮応力度が極めて大きい場合においても，本研究の近似式によって弾性局部座屈耐力を安全側に評価できることを確認している．以上より，本研究の弾性局部座屈耐力の近似式は実用的に十分有用であると考える．

2.6　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のない正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，正方形中空断面部材は角部曲率半径を有する場合がある．このため，本節では正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力に及ぼす角部曲率半径の影響を検討する．

角部曲率半径の影響を調べるために，図 2.14 に基準化最大垂直応力度 ${}_{\mathrm{n}}\sigma_{\mathrm{cr}}/{}_{\mathrm{n}}\sigma_{\mathrm{cr}R0}$ と基準化角部外側曲率半径 R/B との関係を示す．縦軸はある角部曲率半径の弾性局部座屈耐力 ${}_{\mathrm{n}}\sigma_{\mathrm{cr}}$ を角部曲率半径が 0 の弾性局部座屈耐力 ${}_{\mathrm{n}}\sigma_{\mathrm{cr}R0}$ で除した比である．一方，横軸は角部外側曲率半径 R と全幅 B との比である．なお，図の弾性局部座屈応力度の計算には汎用有限要素法解析プログラム Abaqus を使用している．図から，弾性局部座屈耐力に及ぼす角



$\lambda = 10$　Clamped at end

Fig. 2.14　Effect of curvature radius at corner on elastic local buckling strength

部曲率半径の影響は角部曲率半径の大きさによって変化するが，角部外側曲率半径と全幅との比が 1 割程度までであれば角部曲率半径の影響は小さいと考える．また，角部曲率半径が大きくなると弾性局部座屈耐力は大きくなる．このため，角部曲率半径が 0 の弾性局部座屈耐力によって，角部曲率半径を有する正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力を安全側に評価できる．

2.7　まとめ

本章では，二軸曲げせん断力と軸圧縮力を受ける正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力を板要素の連成効果を考慮した形で理論的に導出し，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，単純で合理的な部材形状と応力状態を考慮した弾性局部座屈耐力の近似式を提案した．現状では正方形中空断面部材の幅厚比制限値が部材形状や荷重条件に関わらず純圧縮を受ける四辺単純支持平板の弾性局部座屈耐力で定められているが [4]，本研究の弾性局部座屈耐力の近似式によって，材端支持条件と幅厚比と辺長比と加力角度と曲げモーメント勾配と軸力比に応じた弾性局部座屈耐力の簡単な計算が可能になる．

正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力の評価においては，板要素の境界条件と応力状態を正しく考慮することが重要である．板要素の境界条件については，長辺の境界条件は

応力状態の影響を受けるため，任意の応力状態の弾性局部座屈耐力を理解するためには長辺を板要素の連成効果を考慮した弾性支持とする必要がある．板要素の応力状態については，辺長比が現実的な場合，曲げモーメント勾配が大きくなると弾性局部座屈耐力は大きくなり，加力角度が 45 度に近づくと弾性局部座屈耐力は大きくなり，軸圧縮力が大きくなると弾性局部座屈耐力は小さくなる．以上の知見を踏まえ，本研究では板要素の連成効果および曲げとせん断と圧縮による応力状態を考慮した弾性局部座屈耐力の近似式を提案している．

さらに，正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，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．本研究の弾性局部座屈耐力の近似式によって，角部曲率半径を有する正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力を妥当あるいは安全側に評価できる．

第 3 章　軸圧縮力を受ける正方形中空断面部材の局部座屈性状に及ぼす初期不整の影響

3.1 はじめに

正方形中空断面部材の局部座屈を伴う大変形挙動を明らかにするために，その大変形挙動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，正方形中空断面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．正方形中空断面部材の初期不整に関する既往の研究には例えば文献 16), 19)がある．文献 16)では，角形鋼管部材と箱形断面部材の短柱を対象として，板要素の元たわみを試験によって測定し，軸圧縮力を受ける場合の大変形挙動に及ぼす板要素の元たわみと角部曲率半径の影響を解析によって検討している．文献 19)では，冷間ロール成形角形鋼管部材を対象として，断面各部の材料特性と残留応力を試験によって測定し，軸圧縮力を受ける場合の大変形挙動に及ぼす残留応力の影響を解析によって検討している．このように，個々の既往の研究において，初期不整の影響に関する成果があげられているものの，限られた製造方法の正方形中空断面部材あるいは限られた種類の初期不整が検討されており，初期不整の影響が体系的に理解されていない．初期不整の影響を明らかにするためには，材料的初期不整を有する冷間ロール成形角形鋼管部材と冷間プレス成形角形鋼管部材と溶接組立箱形断面部材を対象として，材料特性の断面内変化と残留応力と板要素の元たわみと角部曲率半径の影響を検討する必要がある．また，現在までに検討されている初期不整の影響についても，鋼種や部材形状が限られた範囲で検討されており，鋼種や部材形状が異なる場合の検討を加えることも重要である．一方，正方形中空断面部材が有する初期不整にはばらつきがあり，初期不整の試験結果に基づく検討のみでは一般性のある知見を得ることが難しいことも事実である．この問題のための有効な方法として，残留応力や板要素の元たわみの分布を変化させる検討が考えられるが，このような検討を行っている研究は少なく，初期不整の影響は十分に明らかにされていない．

そこで本章では，正方形中空断面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．材料的初期不整である材料特性の断面内変化と残留応力および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理解することをめざす．

このために，まず，製造方法と鋼種と形状が異なる正方形中空断面部材の材料的初期不整と幾何学的初期不整を試験によって測定する．また，初期不整を有する正方形中空断面部材の局部座屈を伴う大変形挙動を荷重条件が単純な軸圧縮の実験によって検討する．実部材の初期不整と大変形挙動を調べた上で，正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす材

Table 3.1　List of square hollow section member

Manuf. process	Steel grade	B (mm)	t (mm)	Specimen
Cold roll formed	BCR295	200	8	A
		300	6	B
			9	C
	STKR490			D
Cold press formed	SN490B			E
Built - up				F

B Overall width　t Thickness of plate

料的初期不整と幾何学的初期不整の影響を荷重条件が単純な軸圧縮の解析によって明らかにする．さらに，重要な初期不整を特定した上で，初期不整を有する正方形中空断面部材のための解析方法を示し，その最大耐力と塑性変形能力を解析と実験によって調べて現在の幅厚比制限値[4), 5)]の妥当性を検討する．

3.2　初期不整測定試験

本節では，正方形中空断面部材の材料的初期不整と幾何学的初期不整を試験によって測定する．材料的初期不整である材料特性の断面内変化と残留応力および幾何学的初期不整である板要素の元たわみを検討する．

試験変数は正方形中空断面部材の製造方法と鋼種と断面形状である．表 3.1 に対象とする正方形中空断面部材の一覧を示す．対象は冷間ロール成形角形鋼管部材と冷間プレス成形角形鋼管部材と溶接組立箱形断面部材である．鋼種の影響については，冷間ロール成形角形鋼管部材で検討している．表のように，全幅 B が 200 あるいは 300 mm，板厚 t が 6 あるいは 8 あるいは 9 mm と比較的小さな正方形中空断面部材を対象としている．図 3.1 に冷間成形角形鋼管部材の全幅 B と板厚 t との関係を参考として示す．図のプロットは文献 1), 46)から作成している．幅厚比 B/t は 25 あるいは 33 あるいは 50 である．幅厚比が比較的大きな正方形中空断面部材を対象としている．なお，冷間プレス成形角形鋼管部材については，角部外側曲率半径を 34 mm として製造している．図 3.2 に溶接組立箱形断面部材の角部の溶接ディテールを示す. なお, 溶接組立箱形断面部材の角部の余盛を残している．

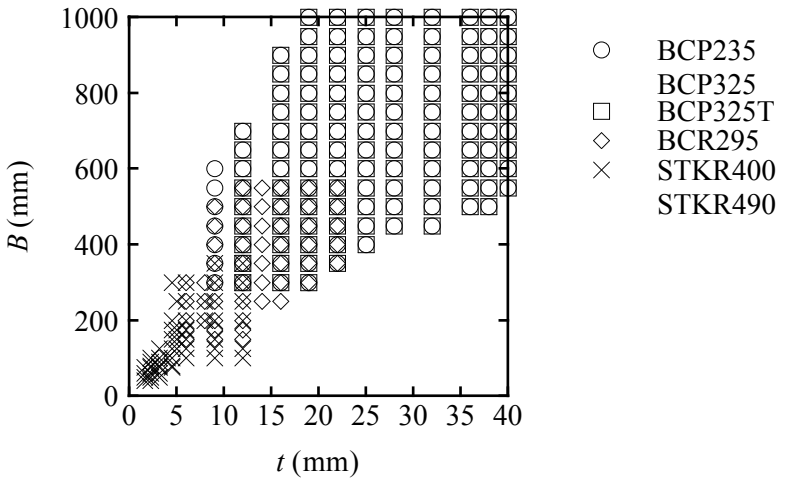
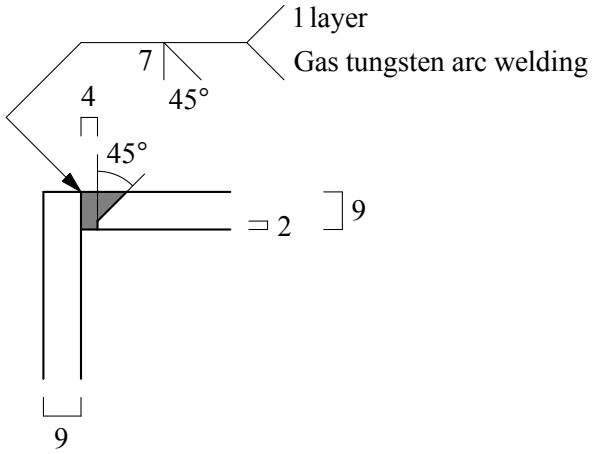


Fig. 3.1　Relation between overall width and thickness of plate



Unit mm

Fig. 3.2　Weld detail of built-up box section member

3.2.1　材料特性

正方形中空断面部材の断面各部の材料特性を調べるために，非溶接平板部と溶接平板部と角部の引張試験を行った．図 3.3 に引張試験片の採取位置を示す．非溶接平板部と溶接平板部の引張試験片は JIS 1A 号試験片，角部 A の引張試験片は図に示すような幅 40 mm の試験片，角部 B1 と角部 B2 と角部 B3 の引張試験片は JIS 14A 号試験片である．角部 A の引張試験片は角部全体の材料特性を検討するために採取している．角部 B1 と角部 B2 と角部 B3 の引張試験片は角部局部の板としての平均的な材料特性を検討するために採取している．角部 A の引張試験片は平板部を含んでおり，角部 B1 と角部 B2 と角部 B3 の引張

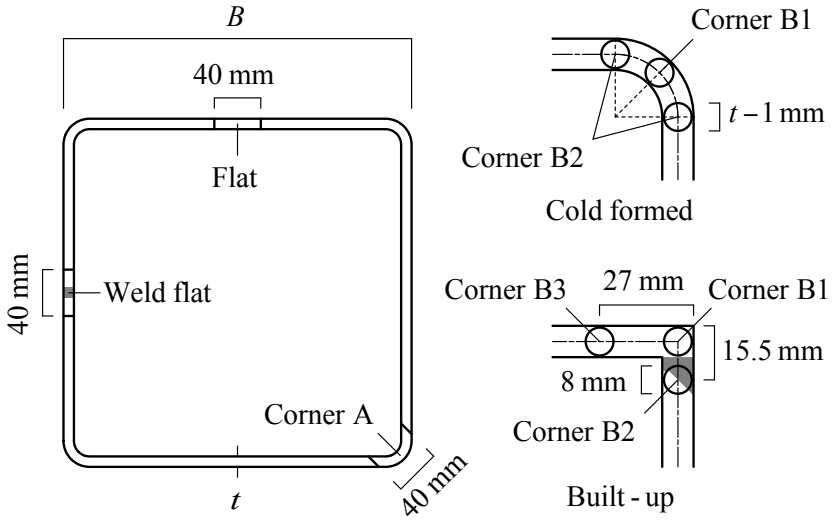
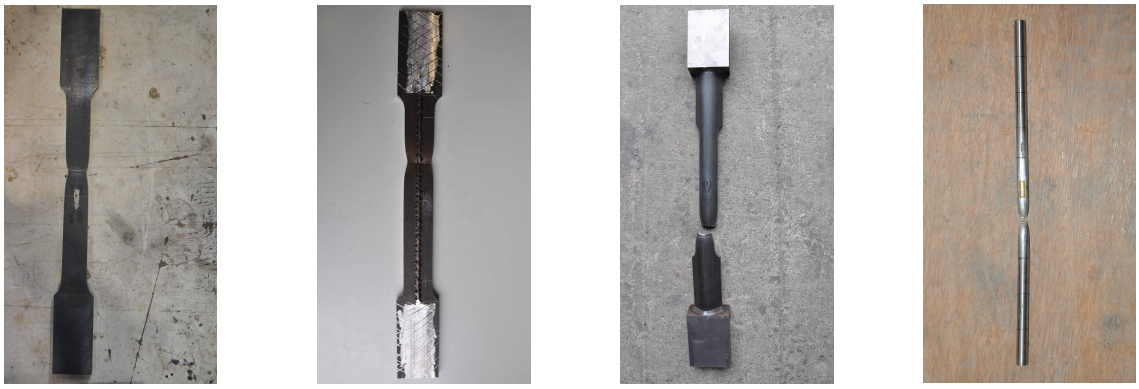


Fig. 3.3　Location of tensile coupon test specimen



(a)　Flat　　(b)　Weld flat　　(c)　Corner A　　(d)　Corner B

Photo 3.1　Tensile coupon test

試験片は冷間加工の影響を大きく受ける板表面付近を含んでいないものの，これらの引張試験片によって角部の材料特性を大まかに理解できると考える．なお，角部 A の引張試験片の平行部とつかみ部の図心を一致させ，荷重の偏心を防いでいる．写真 3.1 に非溶接平板部と溶接平板部と角部の引張試験片を示す．表 3.2 に引張試験によって得られた断面各部の鋼材の機械的性質を示す．

図 3.4 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．図では非溶接平板部を点線で，溶接平板部を破線で，角部を実線で表している．また，引張強さに対応する点を▽で表している．なお，角部 B1 と角部 B2 と角部 B3 については，引張強さに対応する点

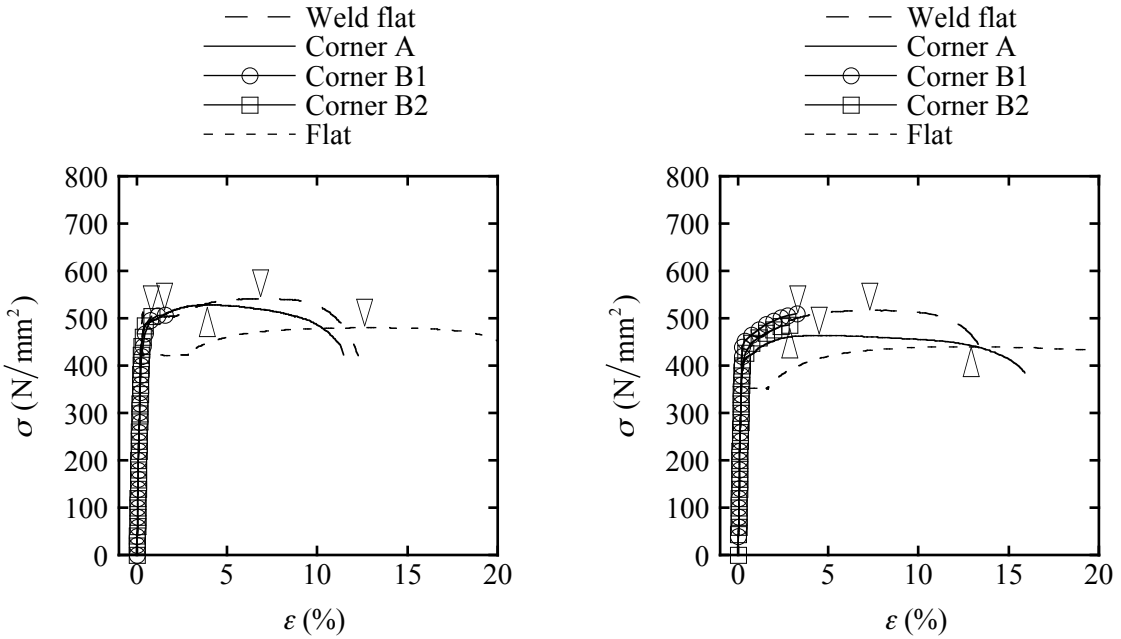
Table 3.2 Mechanical property of steel

Specimen	Location	E ($\mathrm{N/mm^2}$)	σ_y ($\mathrm{N/mm^2}$)	σ_u ($\mathrm{N/mm^2}$)	ε_u (%)	Material
A	Flat	2.15×10^5	427	487	13.6	A
	Weld flat	2.14×10^5	494	538	7.2	
	Corner A	2.18×10^5	491	534	4.1	
	Corner B1	2.01×10^5	466	505	1.9	
	Corner B2	1.97×10^5	488	510	1.2	
B	Flat	2.09×10^5	347	444	13.5	B
	Weld flat	2.16×10^5	458	514	6.8	
	Corner A	2.37×10^5	413	465	4.8	
	Corner B1	2.14×10^5	450	505	3.2	
	Corner B2	2.05×10^5	426	478	3.2	
C	Flat	1.79×10^5	334	408	16.2	C
	Weld flat	2.07×10^5	524	552	3.5	
	Corner A	1.70×10^5	427	457	1.1	
	Corner B1	1.86×10^5	461	481	1.2	
	Corner B2	1.81×10^5	444	458	0.9	
D	Flat	1.96×10^5	531	596	9.8	D
	Weld flat	2.15×10^5	652	684	5.4	
	Corner A	1.87×10^5	571	623	2.7	
	Corner B1	1.88×10^5	635	672	1.4	
	Corner B2	1.91×10^5	610	638	1.4	
E	Flat	2.10×10^5	351	528	18.2	E
	Weld flat	2.21×10^5	439	585	13.9	
	Corner A	2.10×10^5	495	600	5.4	
	Corner B1	1.85×10^5	461	572	7.1	
	Corner B2	1.91×10^5	412	555	11.9	

Table 3.2　Mechanical property of steel

Specimen	Location	E (N/mm^2)	σ_y (N/mm^2)	σ_u (N/mm^2)	ε_u (%)	Material
F	Flat	2.12×10^5	405	552	16.8	F
	Corner A	2.32×10^5	458	590	14.0	
	Corner B1	2.10×10^5	437	565	13.2	
	Corner B2	1.99×10^5	462	625	8.4	
	Corner B3	2.08×10^5	390	547	16.4	

E Young's modulus　σ_y Yield strength　σ_u Tensile strength　ε_u Uniform elongation



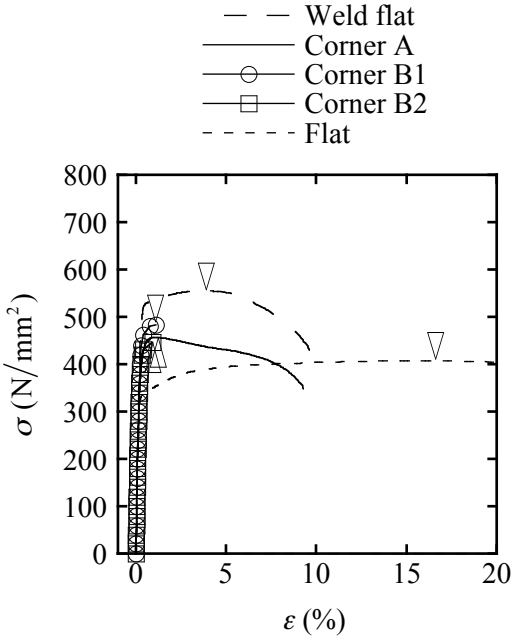
Cold roll formed　BCR295　200×200×8
(a)　Specimen A

Cold roll formed　BCR295　300×300×6
(b)　Specimen B

(A)　Cold roll formed

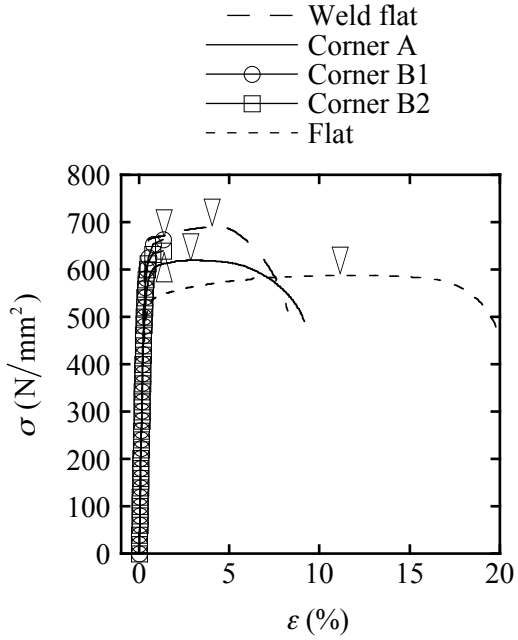
Fig. 3.4　Relation between stress and strain

までの応力度ひずみ度関係を示している．図から，冷間成形角形鋼管部材の材料特性が断面位置によって異なっている．冷間ロール成形角形鋼管部材と冷間プレス成形角形鋼管部材について，非溶接平板部と比較すると，溶接平板部と角部の降伏応力度と引張強さが大きくなっている一方，一様伸びが小さくなっている．なお，文献 47)では，鋼材の冷間プレス加工による機械的性質の変化を試験によって検討している．一方，溶接組立箱形断面部材の材料特性は断面位置によらず全断面でほぼ等しくなっている．溶接部に最も近い角



Cold roll formed BCR295 300×300×9

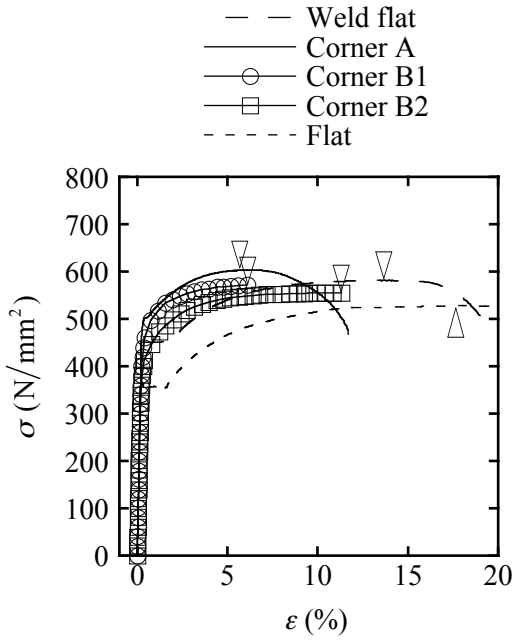
(c) Specimen C



Cold roll formed STKR490 300×300×9

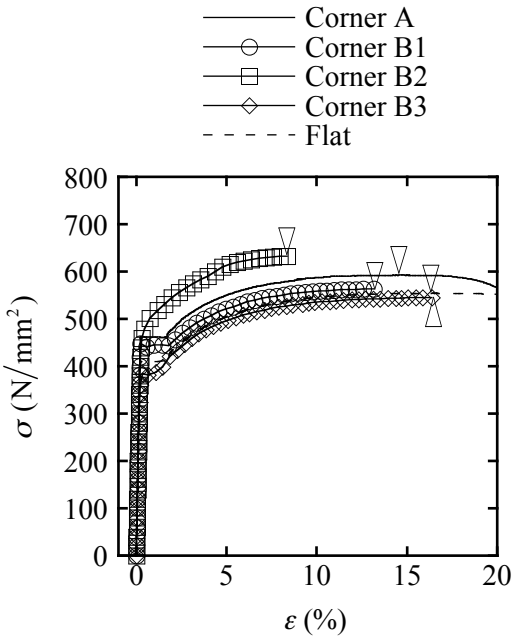
(d) Specimen D

(A) Cold roll formed



Cold press formed SN490B 300×300×9

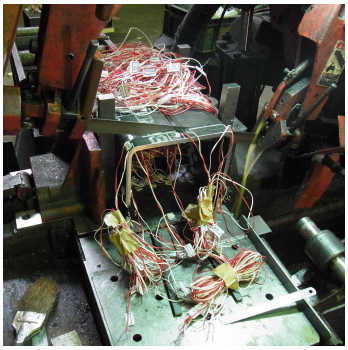
(B) Cold press formed



Built-up SN490B 300×300×9

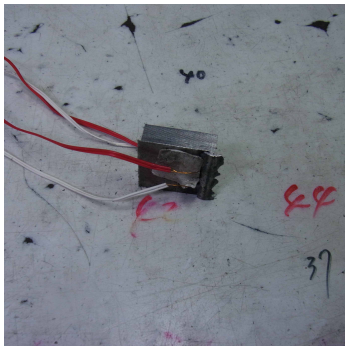
(C) Built-up

Fig. 3.4 Relation between stress and strain



(a) Cutting

(b) Ring



(c) Small piece

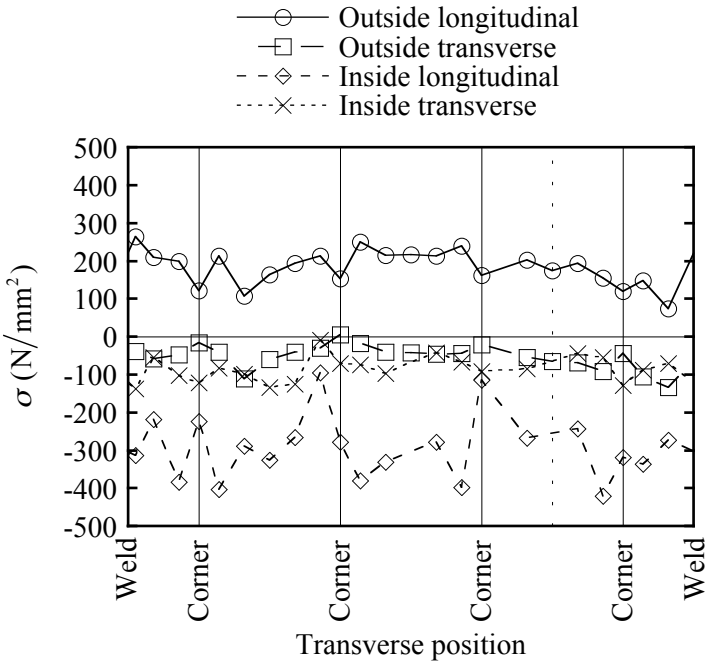
Photo 3.2 Measurement test of residual stress

部 B2 は溶接の影響を受けているものの，溶接部に近い角部 B1 と冷間成形角形鋼管の角部曲面の端位置にほぼ対応する角部 B3 および角部全体の角部 A の応力度ひずみ度関係は非溶接平板部と比較して大きく変わらない．

3.2.2 残留応力

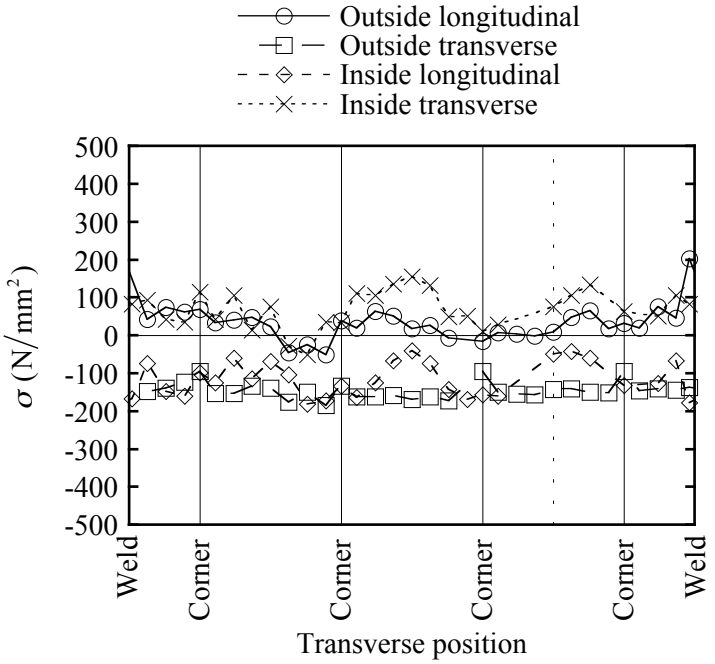
正方形中空断面部材の残留応力分布を調べるために，残留応力測定試験を行った．表 3.1 に試験体の製造方法と鋼種と断面形状を示している．試験体の材長は全幅の 2 倍である．本試験では，正方形中空断面部材の外面と内面における軸方向と周方向の残留応力度を算出した．写真 3.2 に残留応力測定試験の試験体を示す．残留応力度の測定には二軸ひずみゲージを使用している．ひずみゲージを貼付した試験体を小さく切断することにより残留応力を解放し，ひずみ度の変化から残留応力度を算出した．試験体の切断には電動ノコギリを使用している．切断手順については，まず試験体を幅 25 mm 程度のリング状に切断し，このリングを 25 mm × 25 mm 程度の小片に切断した．ただし，冷間成形角形鋼管部材の角部については，残留応力を十分に解放するため，周方向の幅を 15 mm 程度として切断している．残留応力度は解放応力度の符号を反転させることによって算出した．解放応力度は解放ひずみ度から二軸応力状態の弾性式によって求めている．解放応力度の算出には，ヤング係数 $E = 2.05 \times 10^5$ N/mm^2 とポアソン比 $\nu = 0.3$ を用いた．ここで，本項では引張応力を正，圧縮応力を負とする．なお，試験日の気温差がひずみ度に及ぼす影響は小さいことを測定によって確認している．

図 3.5 に測定試験によって得られた試験体の中央断面における残留応力の周分布を示す．冷間ロール成形角形鋼管部材については，外面と内面における軸方向の残留応力度が異なっている．冷間ロール成形角形鋼管部材の内面には圧縮の軸方向残留応力が生じており，



Cold roll formed　BCR295　200×200×8　Center section

(a)　Specimen A

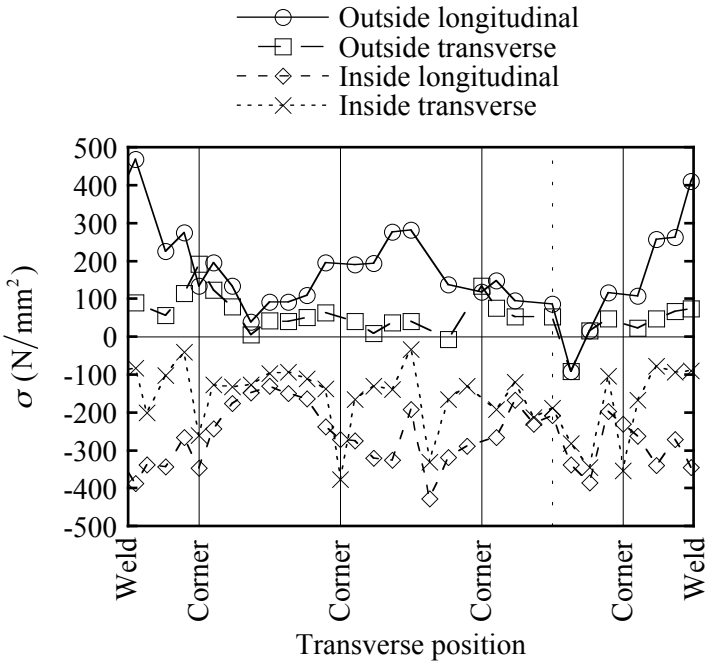


Cold roll formed　BCR295　300×300×6　Center section

(b)　Specimen B

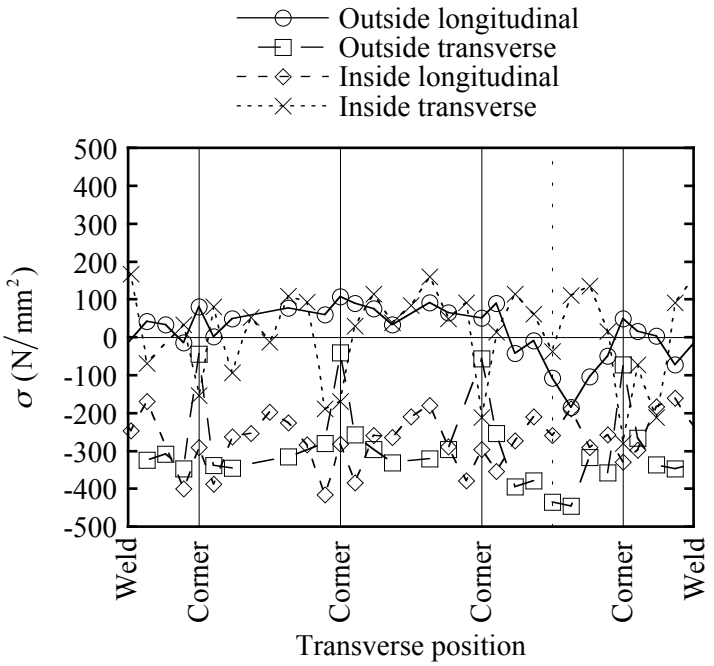
(A)　Cold roll formed

Fig. 3.5　Transverse distribution of residual stress



Cold roll formed　BCR295　300×300×9　Center section

(c)　Specimen C

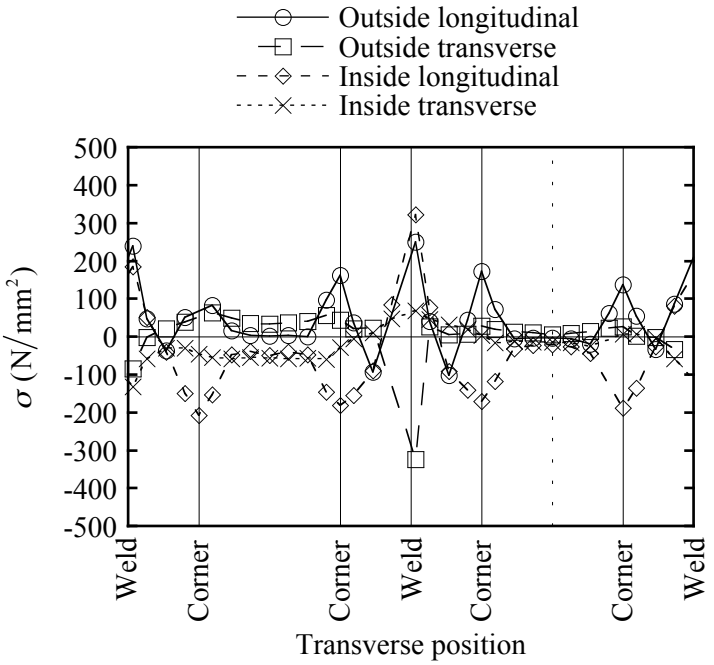


Cold roll formed　STKR490　300×300×9　Center section

(d)　Specimen D

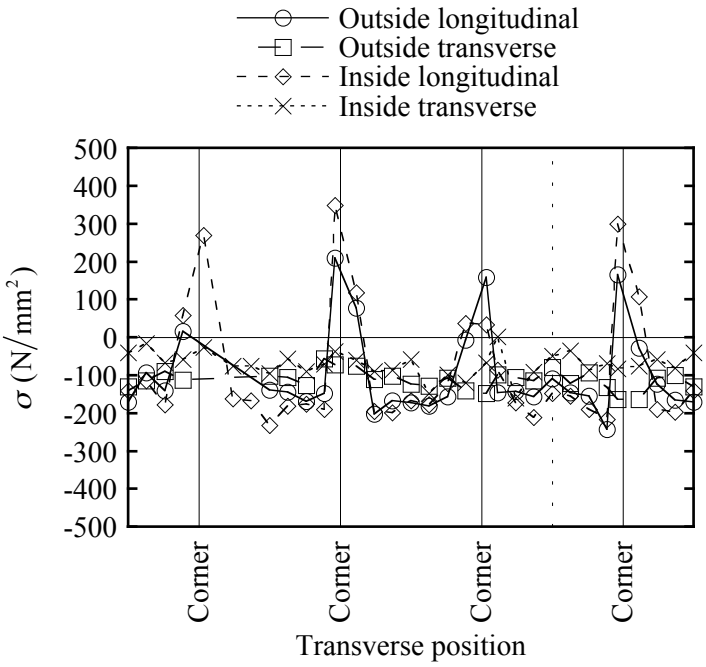
(A)　Cold roll formed

Fig. 3.5　Transverse distribution of residual stress



Cold press formed　SN490B　300×300×9　Center section

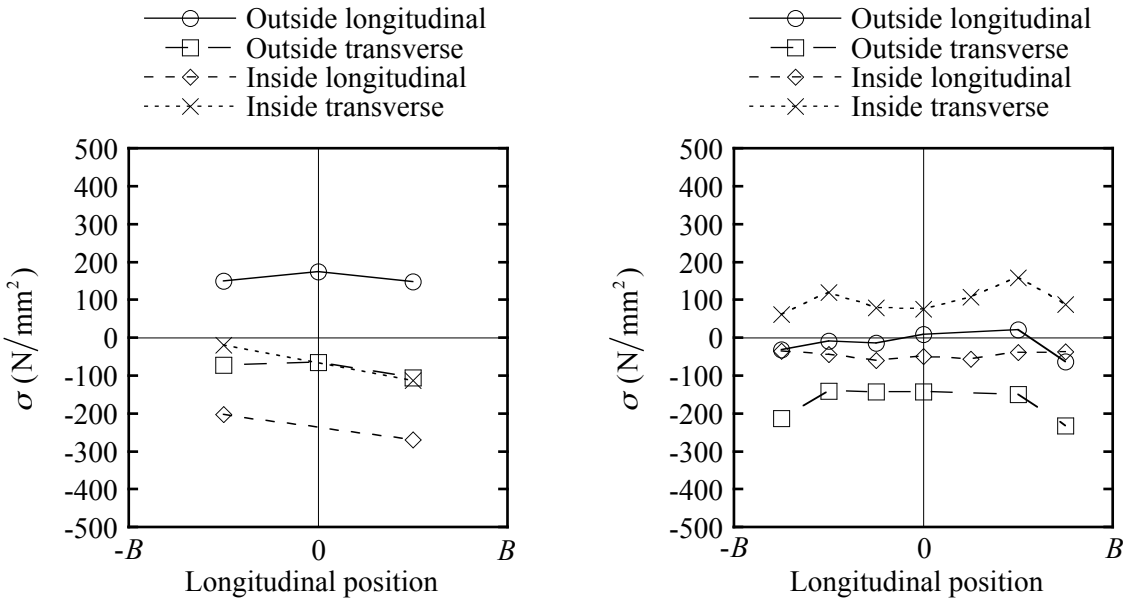
(B)　Cold press formed



Built - up　SN490B　300×300×9　Center section

(C)　Built-up

Fig. 3.5　Transverse distribution of residual stress



(A) Cold roll formed

Center of width

Fig. 3.6 Longitudinal distribution of residual stress

外面の大部分には引張の軸方向残留応力が生じている．なお，この結果は既往の研究[19]の結果と一致している．冷間ロール成形角形鋼管部材と冷間ロール成形円形鋼管部材[48]の軸方向残留応力の符号は一致しており，その軸方向残留応力は主にサイジングではなくロール成形によるものと考えられる．冷間プレス成形角形鋼管部材については，製造加工によって溶接部と角部に残留応力が生じているが，冷間加工を受けていない非溶接平板部の残留応力度は小さくなっている．溶接組立箱形断面部材については，冷間ロール成形角形鋼管部材と異なり,外面と内面における残留応力度が軸方向と周方向ともにおおむね等しく，平板部には圧縮の残留応力が生じている．なお，この結果は文献 49)に示される結果と一致している．連続的な軸方向の溶接によって溶接部には引張の軸方向残留応力が生じており，断面の残りである平板部には残留応力の釣合いを保つために圧縮の軸方向残留応力が生じている[49].

軸方向位置が残留応力度に及ぼす影響を調べるために，図 3.6 に板要素の幅中央における残留応力の軸分布を示す. 図3.5に示す点線の位置における残留応力分布を示している.

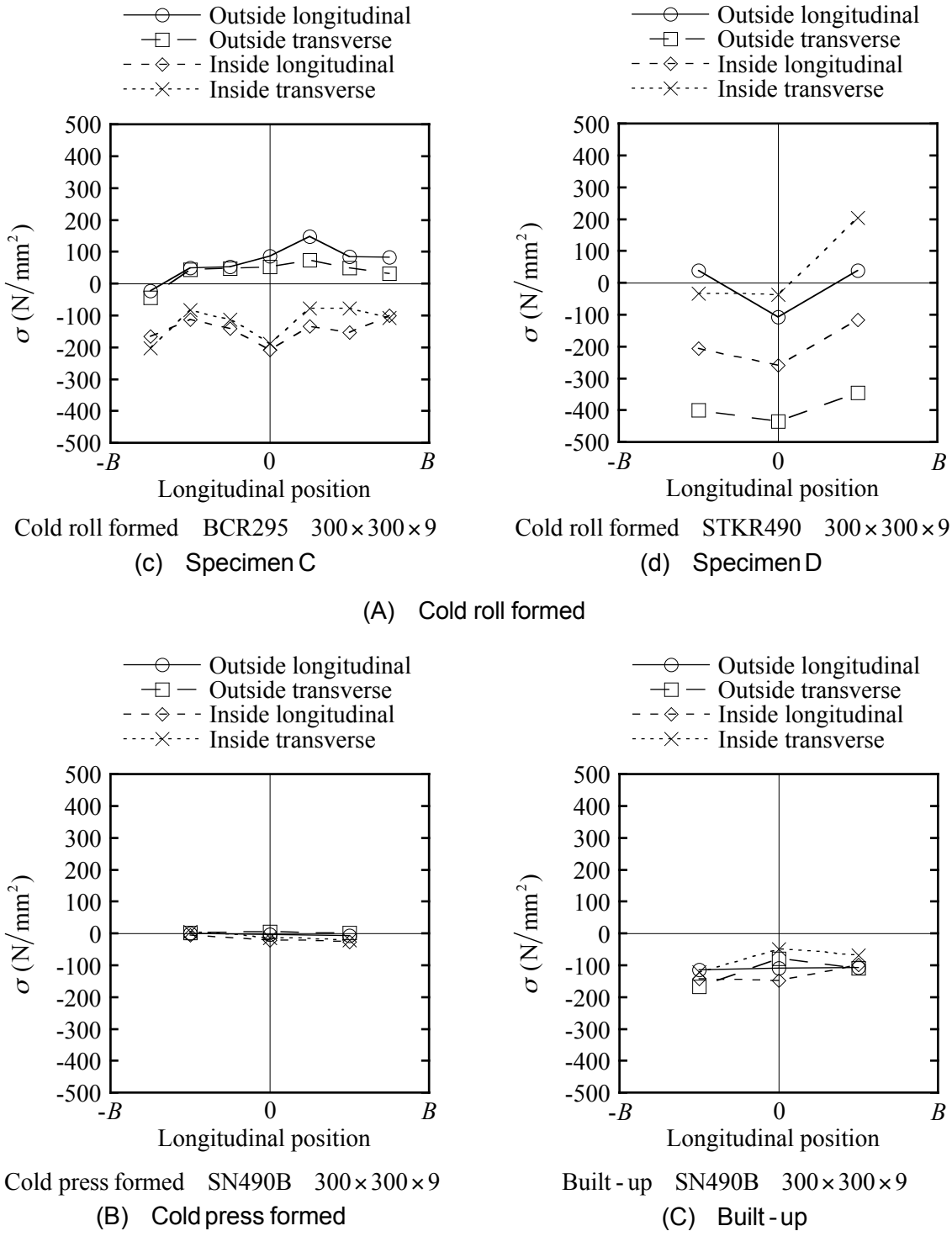
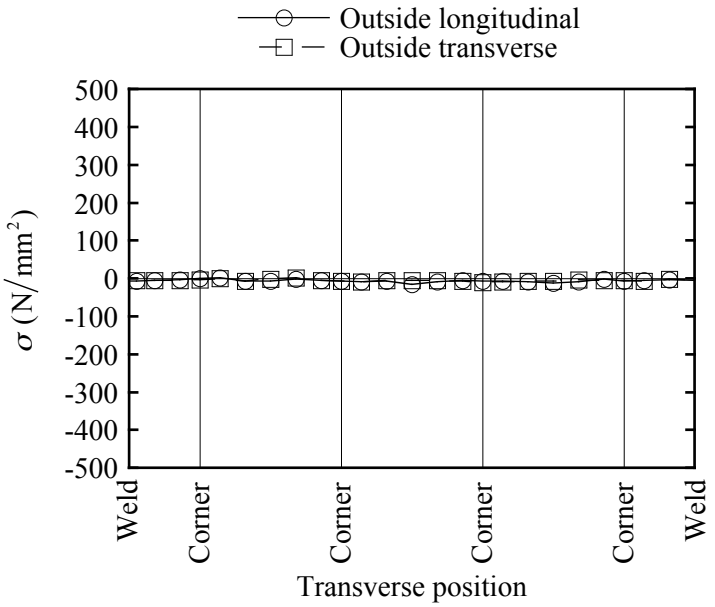


Fig. 3.6 Longitudinal distribution of residual stress

Photo 3.3　Measurement test of residual stress for long specimen



Cold roll formed　BCR295　200×200×8　Center section

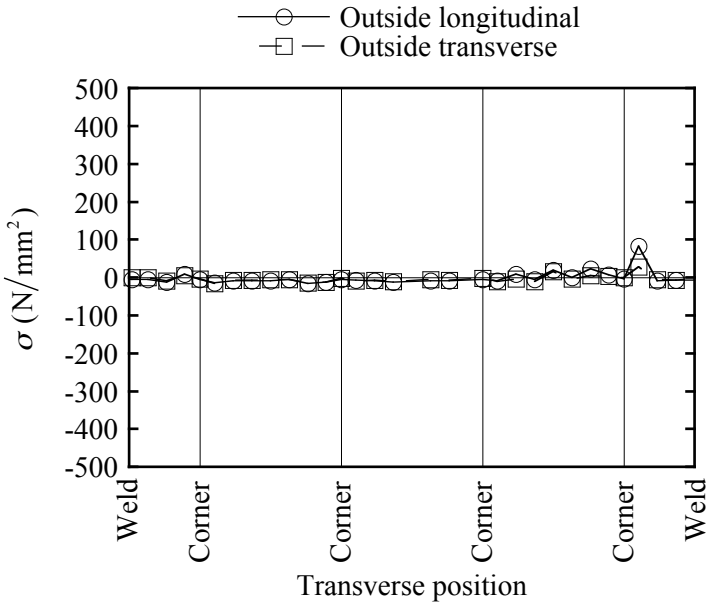
(a)　Specimen A

(A)　Cold roll formed

Fig. 3.7　Effect of length of member on residual stress

なお，溶接組立箱形断面部材については，開先加工されていない板要素の残留応力分布を示している．横軸が 0 の軸方向位置は試験体の中央である．図から，軸方向位置による残留応力度の変化は認められるが，軸方向位置の影響は周方向位置の影響よりも小さいと考える．

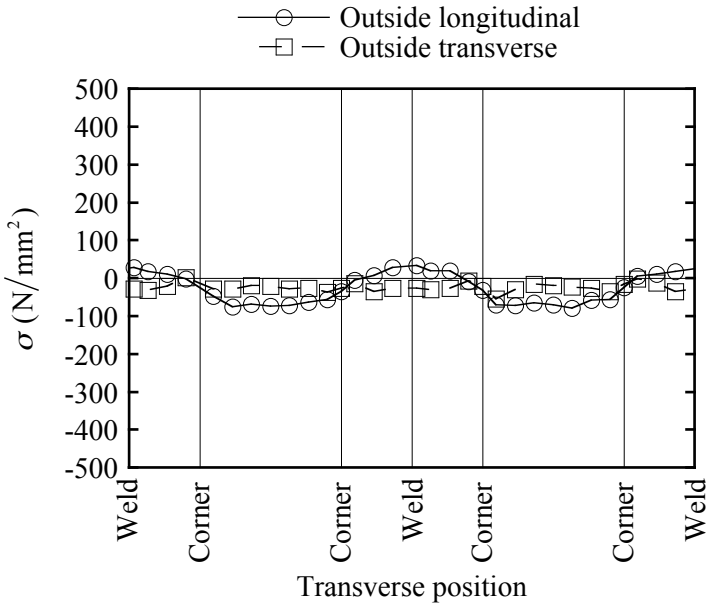
なお，残留応力に及ぼす材長の影響も検討している．写真 3.3 に材長が全幅の 12.5 倍の試験体を示す．図 3.7 に試験体の材長を切断によって全幅の 12.5 倍から 2 倍に変化させる



Cold roll formed　STKR490　300×300×9　Center section

(b)　Specimen D

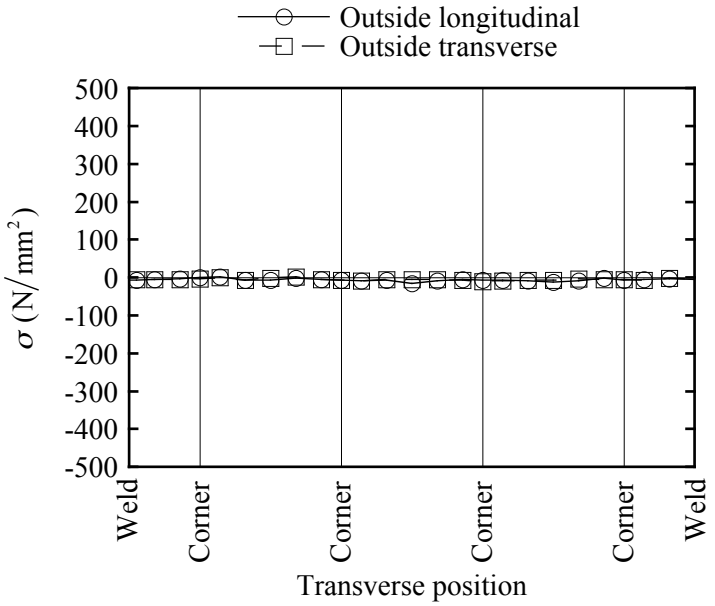
(A)　Cold roll formed



Cold press formed　SN490B　300×300×9　Center section

(B)　Cold press formed

Fig. 3.7　Effect of length of member on residual stress



Built - up　SN490B　300×300×9　Center section

(C)　Built-up

Fig. 3.7　Effect of length of member on residual stress

ことで解放された残留応力の分布を示す．図には試験体の中央断面における外面の軸方向と周方向の残留応力を示している．図における残留応力度は大きくなく，材長が全幅の 2 倍の試験体を小さく切断することによって得られた残留応力分布は妥当であると考える．

3.2.3　元たわみ

正方形中空断面部材の平板部形状を調べるために，元たわみ測定試験を行った．表 3.1 に試験体の製造方法と鋼種と断面形状を示している．試験体の材長については，冷間ロール成形角形鋼管 BCR295 の 300×300×6 と 300×300×9 が全幅の 1.5 倍，これらの他が全幅の 3 倍である．写真 3.4 に元たわみ測定試験の試験体を示す．本試験では，試験体の平板部を対象として，周方向と軸方向の元たわみを測定した．元たわみの測定には接触型変位計を使用している．平板部との距離を固定した変位計によって測定点の変位量を測定し，測定点の端点の変位量によって定まる線分に対する相対変位として元たわみを算出している．ここで，正方形中空断面の内側へのたわみを正，外側へのたわみを負とする．

図 3.8 に測定試験によって得られた周方向の元たわみ分布を示す．図では，冷間成形角形鋼管部材の溶接された板要素を縦の位置に，溶接組立箱形断面部材の開先加工された板要素を縦の位置にしている. 元たわみの形状については, 断面の内側へたわんでいる形状,

Photo 3.4　Measurement test of initial deflection

断面の外側へたわんでいる形状, 断面の内側と外側へたわんでいる形状が測定されている. 元たわみの量については，冷間ロール成形角形鋼管 BCR295 の 300×300×9 を除けば，平板部分の凹凸は全幅の 1/400 よりも小さくなっている．冷間ロール成形角形鋼管 BCR295 の 300×300×9 は平板部分の凹凸の寸法許容差 [1]である全幅の 1/200 を満たしていない．冷間ロール成形角形鋼管 BCR295 の平板部分の凹凸の寸法許容差 [1]は製造された素管製品に対するものであり，切断された部材製品の元たわみが平板部分の凹凸の寸法許容差 [1]を上回っている．この要因については，現在のところ不明である．

図 3.9 に軸方向の元たわみ分布を示す．図には平板部の幅中央における元たわみ分布を示している．横軸が 0 の軸方向位置は試験体の中央である．また，図 3.8 に対応する板要素の位置を示している．図から，元たわみの形状については，断面の内側へたわんでいる形状と断面の外側へたわんでいる形状が測定されている．元たわみの量については，全幅の 1/800 よりも小さくなっている.

3.3　短柱圧縮解析の概要

本節では，正方形中空断面部材の短柱圧縮解析を記述する．有限要素法による大変形解析の概要を示す.

正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす初期不整の影響を調べるために，有限要素法による大変形解析を行った. 解析には汎用有限要素法解析プログラム Abaqus を使用した. 図 3.10 に有限要素法解析モデルを示す．解析モデルの形状については，全幅と板厚を変数としている. 角部外側曲率半径を冷間ロール成形角形鋼管 BCR295 の場合に板厚の 2.5 倍，冷間ロール成形角形鋼管 STKR490 の場合に板厚の 2 倍，冷間プレス成形角形鋼管の場合

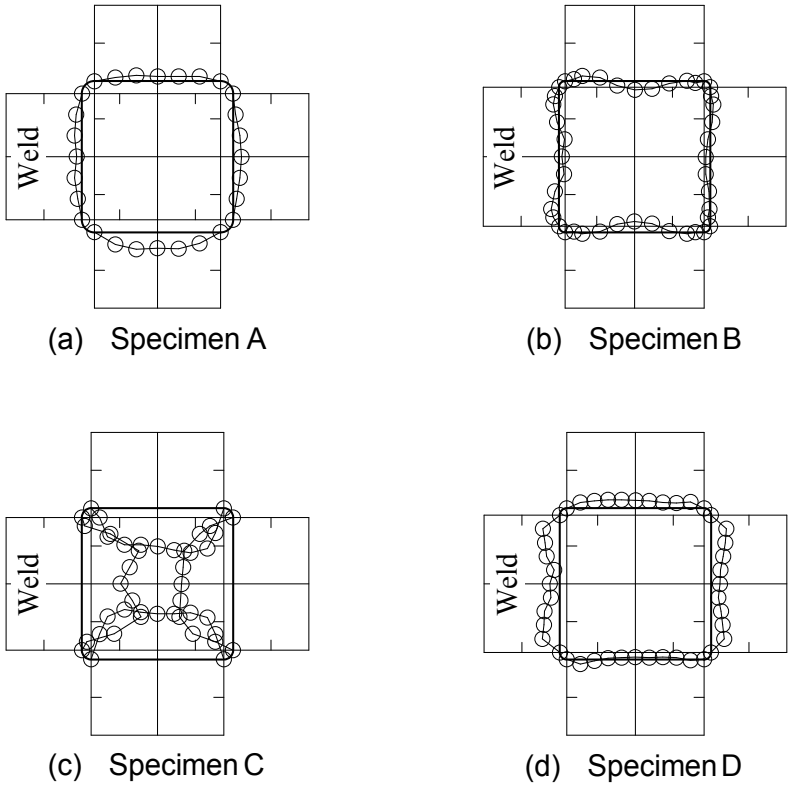
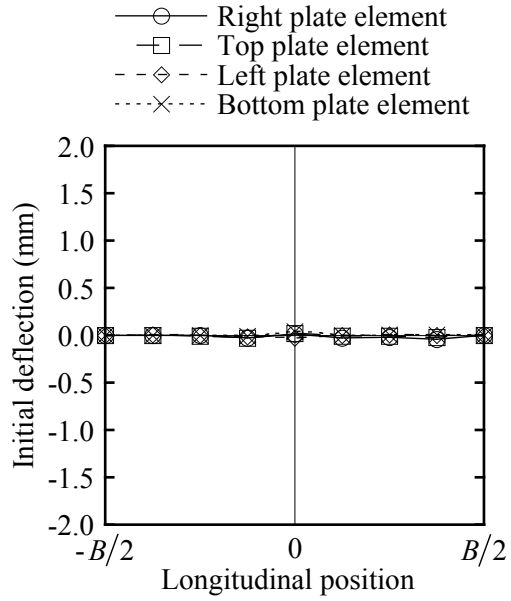
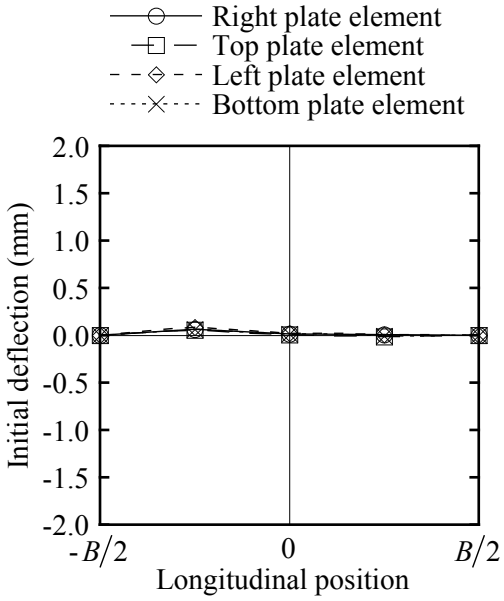


Fig. 3.8 Transverse distribution of initial deflection



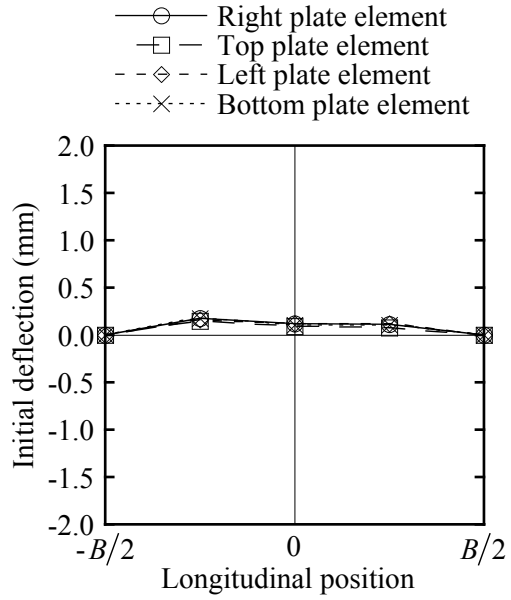
Cold roll formed BCR295 200×200×8

(a) Specimen A



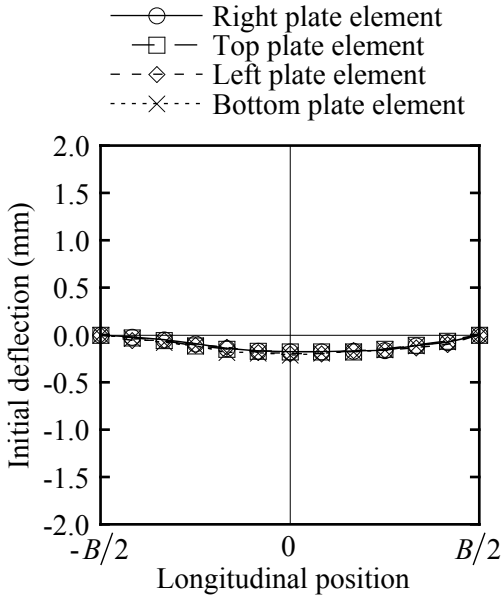
Cold roll formed BCR295 300×300×6

(b) Specimen B



Cold roll formed BCR295 300×300×9

(c) Specimen C



Cold roll formed STKR490 300×300×9

(d) Specimen D

(A) Cold roll formed

Center of width

Fig. 3.9 Longitudinal distribution of initial deflection

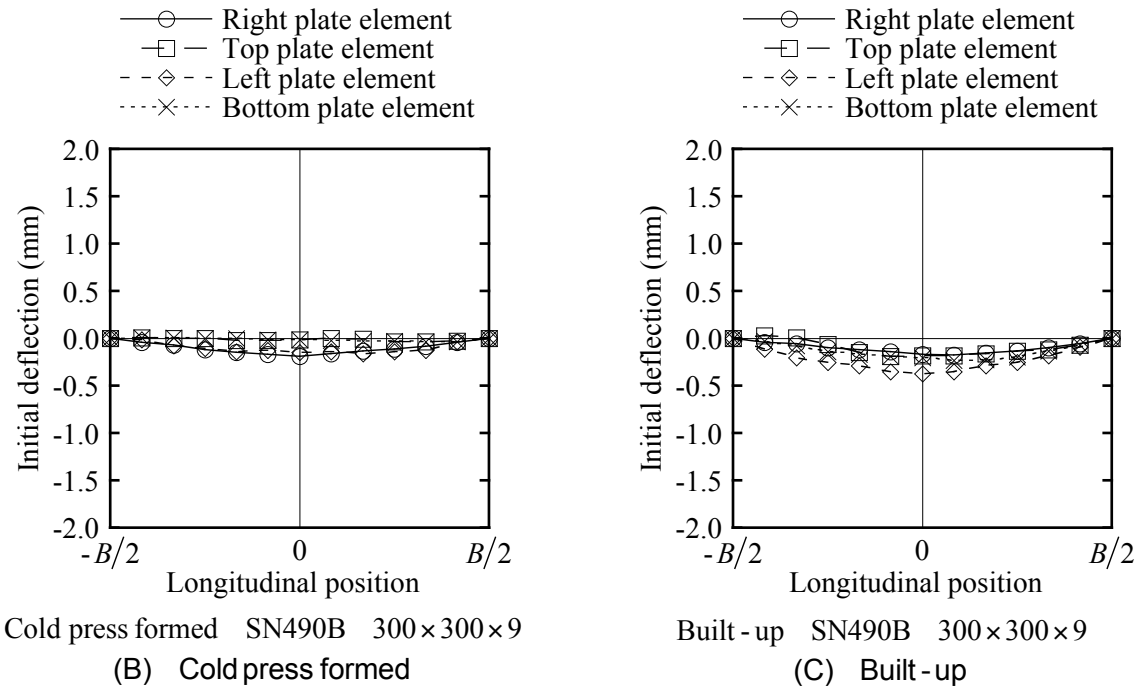


Fig. 3.9 Longitudinal distribution of initial deflection

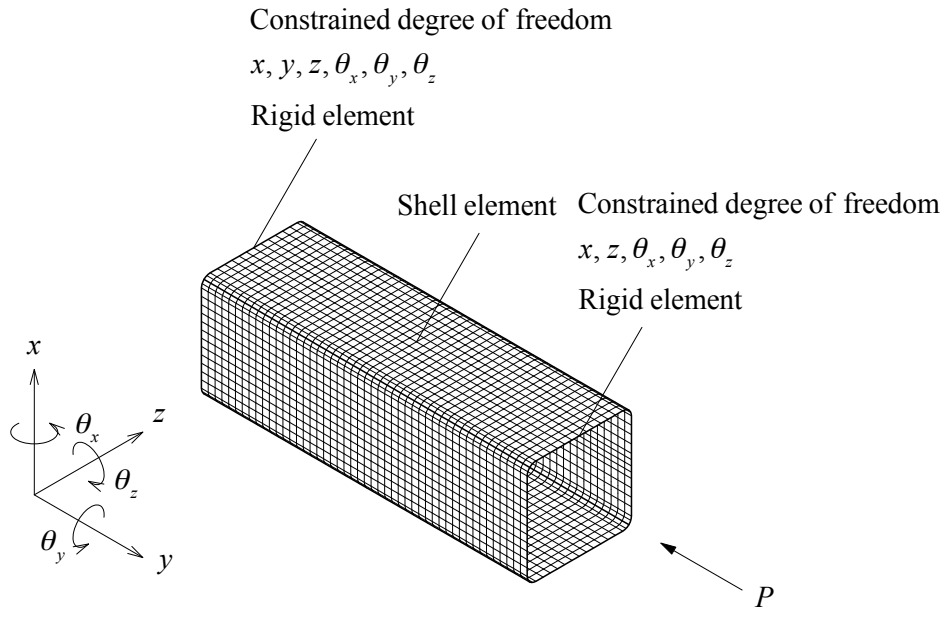


Fig. 3.10 Finite element model under axial compressive force

Table 3.3　Analysis condition of initial imperfection

<table>
<tr><th rowspan="2">Condition</th><th rowspan="2">Material property</th><th rowspan="2">Residual stress</th><th colspan="2">Initial deflection</th></tr>
<tr><th>Shape</th><th>Max. absolute value</th></tr>
<tr><td>O1</td><td rowspan="3">Flat</td><td rowspan="4">Zero</td><td>Buckling mode</td><td rowspan="5">$\frac{\text{Overall width}}{2000}$</td></tr>
<tr><td>O2</td><td>Sine wave A</td></tr>
<tr><td>O3</td><td>Sine wave B</td></tr>
<tr><td>M</td><td rowspan="8">Flat
Weld flat
Corner</td><td rowspan="4">Buckling mode</td></tr>
<tr><td>S1</td><td>Test result</td></tr>
<tr><td>S2</td><td>Test result × 2</td></tr>
<tr><td>D1</td><td rowspan="3">Zero</td><td rowspan="4">Test result</td></tr>
<tr><td>D2</td><td>Test result</td></tr>
<tr><td>D3</td><td>Other test result</td></tr>
<tr><td>C</td><td>Test result</td><td>Test result</td></tr>
</table>

に 34 mm としている．材長は全幅の 3 倍である．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，角部曲率半径がある場合には周方向に平板部を 12 分割し角部を 4 分割しており, 角部曲率半径がない場合には周方向に平板部を 16 分割している. また, 軸方向に平板部と角部を辺長比の 16 倍すなわち 48 分割している．解析モデルの境界条件と荷重条件は図に示す通りであり，材端固定支持の軸方向単調圧縮の解析を行う．

本解析では，初期不整の入力方法を変数とする．表 3.3 に初期不整についての解析条件を示す．材料特性と残留応力と元たわみの入力方法を表のように変化させることで，初期不整の影響を検討する．ここで，初期不整の入力方法を説明する．

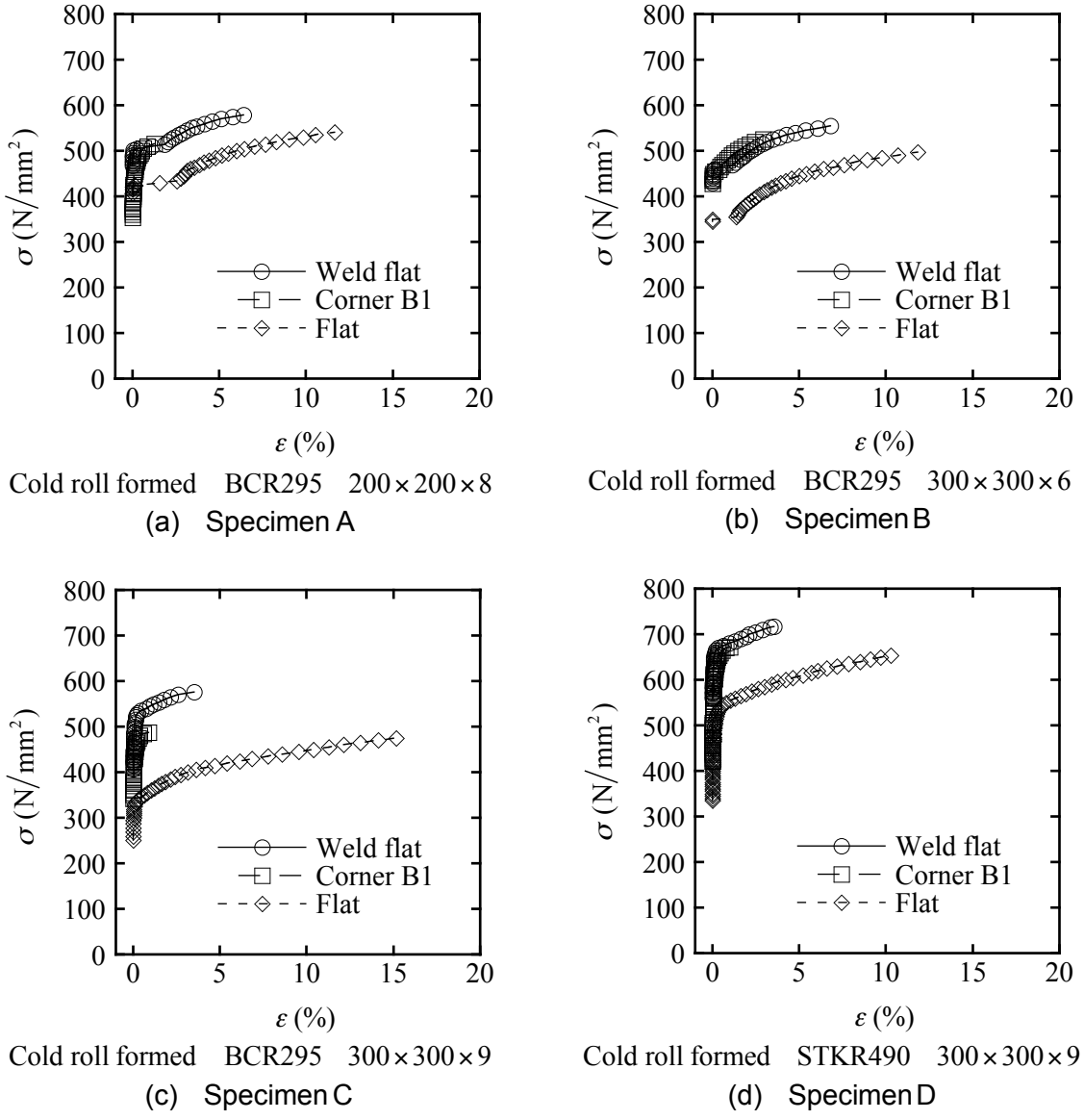
材料特性については，非溶接平板部の材料データを全断面に与える方法あるいは非溶接平板部と溶接平板部や角部の材料データを各断面位置に与える方法のどちらかで入力している. 解析モデルの溶接平板部については, 幅を引張試験片に合わせて 40 mm としている．解析モデルの角部については，冷間成形角形鋼管の場合には角部曲面を角部領域とし，溶接組立箱形断面の場合には外面から板厚の 3 倍までを角部領域としている．角部の材料特性として，角部 B1 の材料特性を使用している．なお，角部の材料特性として，角部 A の

Table 3.4　Young's modulus and Poisson's ratio in large deformation analysis

Specimen	Location	E (N/mm^2)	ν
A	Flat	2.14×10^5	0.3
	Weld flat	2.11×10^5	
	Corner B1	2.10×10^5	
B	Flat	2.18×10^5	
	Weld flat	2.13×10^5	
	Corner B1	2.19×10^5	
C	Flat	1.95×10^5	
	Weld flat	2.19×10^5	
	Corner B1	2.09×10^5	
D	Flat	2.01×10^5	
	Weld flat	2.16×10^5	
	Corner B1	2.00×10^5	
E	Flat	2.13×10^5	
	Weld flat	2.16×10^5	
	Corner B1	2.08×10^5	
F	Flat	2.12×10^5	
	Corner B1	2.12×10^5	

E Young's modulus　ν Poisson's ratio

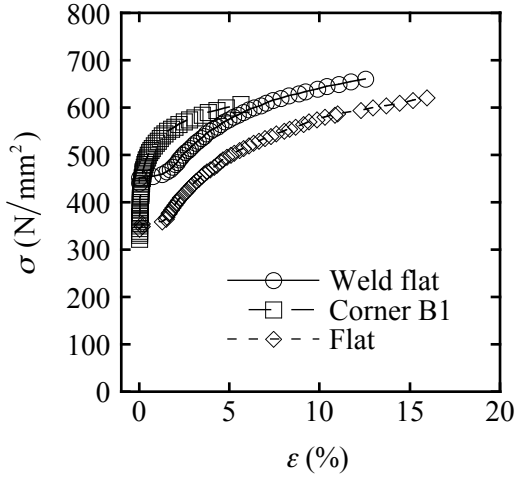
材料特性を使用した解析と角部 B1 の材料特性を使用した解析の結果は大きく変わらないことを確認している．解析モデルの非溶接平板部は溶接平板部と角部以外の領域である．解析に使用した材料データは引張試験結果から作成している．弾性域については引張試験結果から得られたヤング係数とポアソン比 $\nu = 0.3$ を入力し，塑性域については引張試験結果を真応力対数塑性ひずみ関係として入力している．表 3.4 に解析に使用したヤング係数とポアソン比を示す．また，図 3.11 に解析に使用した真応力対数塑性ひずみ関係を示す．一様伸び以後の材料データは完全塑性としている．材料の硬化則については，等方硬化則を使用している．



(A) Cold roll formed

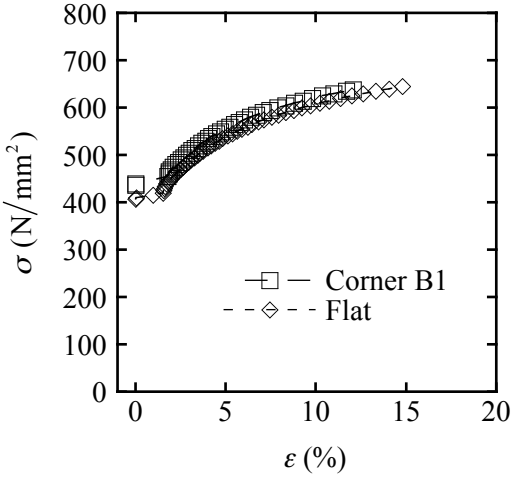
Fig. 3.11 Relation between actual stress and logarithmic plastic strain

残留応力については，試験結果に基づく簡単な残留応力分布を解析モデルの領域ごとに一様に入力している．図 3.12 に解析における残留応力分布を示す．図のように，残留応力分布を非溶接平板部と溶接平板部や角部に分けて簡単にしている．解析モデルの非溶接平板部と溶接平板部と角部の領域については，本節の材料特性の説明で記述している．解析における残留応力度については，各領域における残留応力度の平均値としている．また，表 3.3 に示すように，残留応力度を 2 倍とする検討も行う．材料の残留応力による降伏が認められた場合には，軸方向と周方向の残留応力度の比を変えずに，作用応力度を降伏応



Cold press formed SN490B 300×300×9

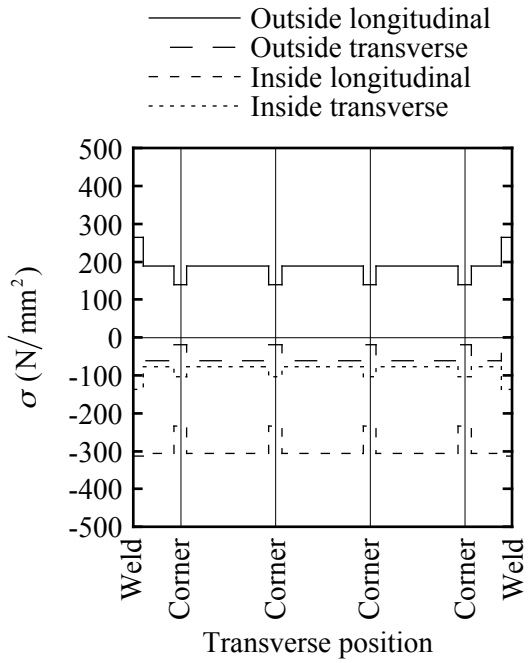
(B) Cold press formed



Built - up SN490B 300×300×9

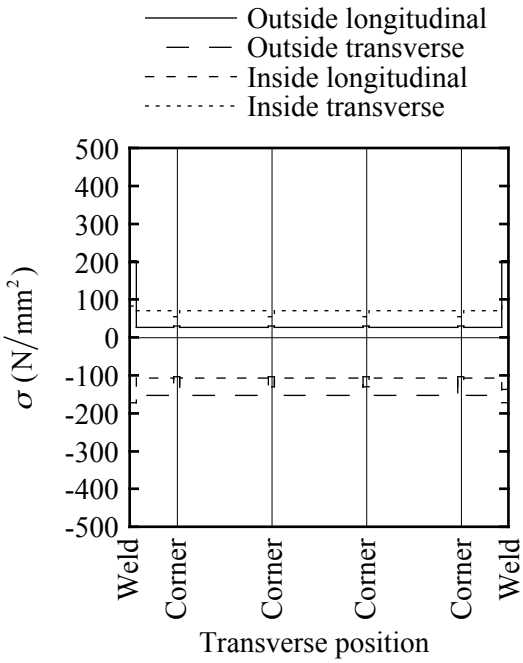
(C) Built - up

Fig. 3.11 Relation between actual stress and logarithmic plastic strain



Cold roll formed BCR295 200×200×8

(a) Specimen A



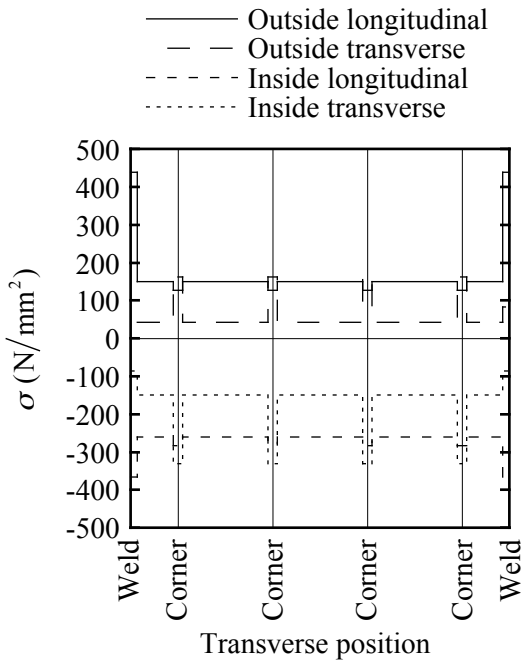
Cold roll formed BCR295 300×300×6

(b) Specimen B

(A) Cold roll formed

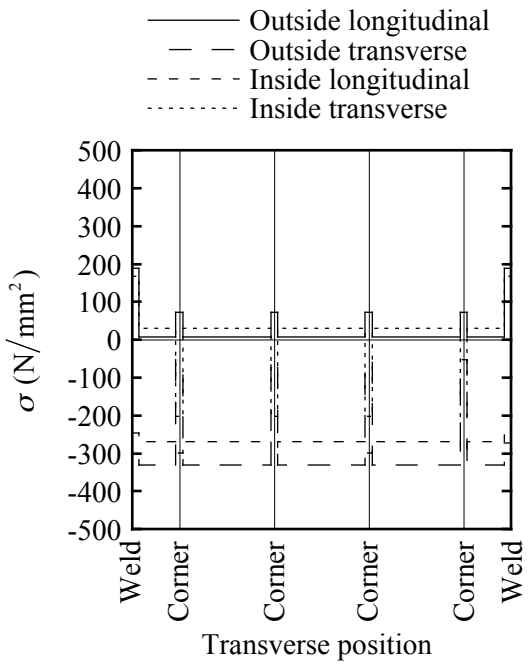
Fig. 3.12 Residual stress distribution in large deformation analysis

力度まで低減させている．なお，試験結果に基づく残留応力分布を与える解析（条件 S1 と条件 C）では材料の残留応力による降伏が認められなかった．仮想的に残留応力度を 2



Cold roll formed BCR295 300×300×9

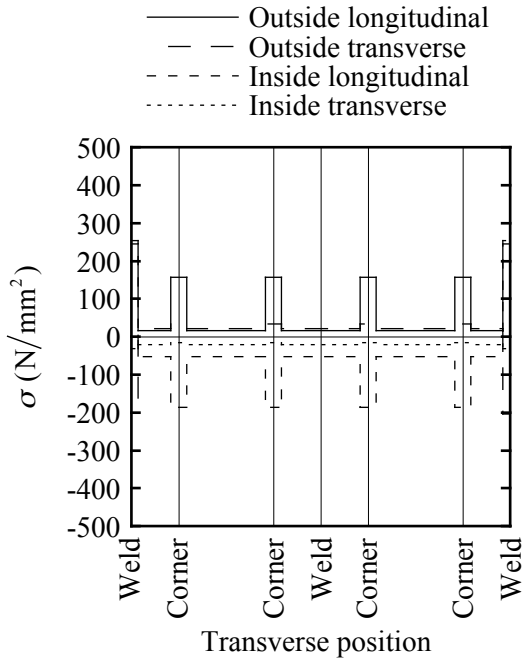
(c) Specimen C



Cold roll formed STKR490 300×300×9

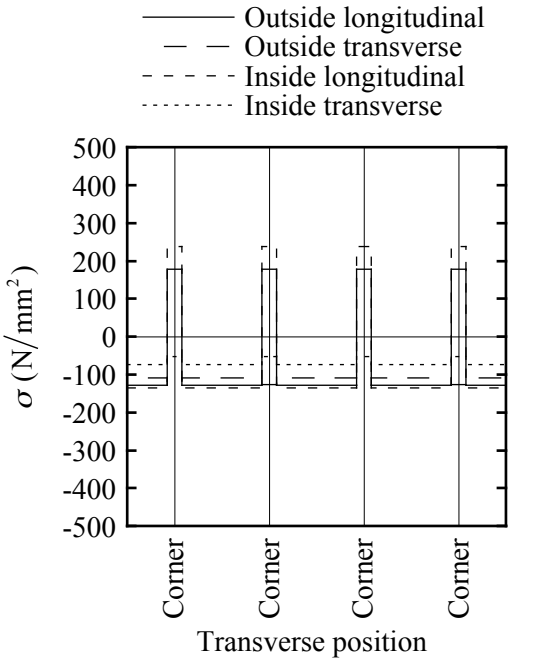
(d) Specimen D

(A) Cold roll formed



Cold press formed SN490B 300×300×9

(B) Cold press formed



Built - up SN490B 300×300×9

(C) Built - up

Fig. 3.12 Residual stress distribution in large deformation analysis

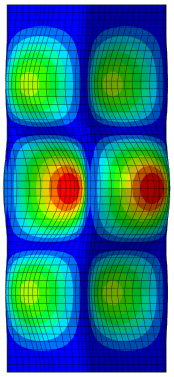


Fig. 3.13　Elastic local buckling mode under axial compressive force

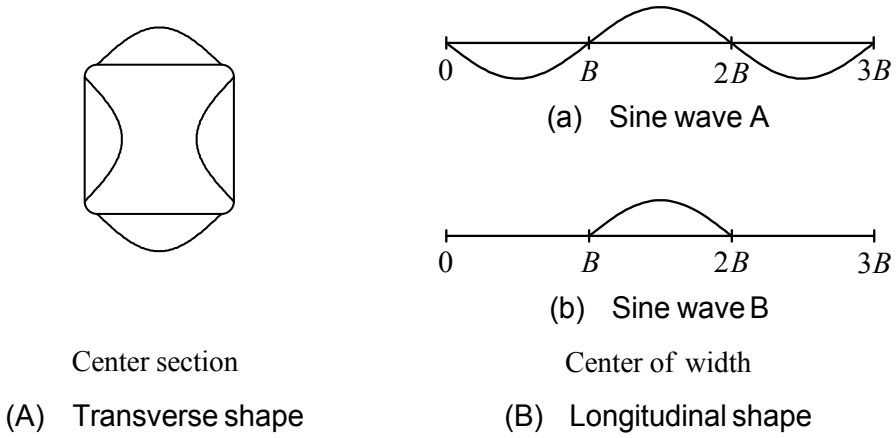


Fig. 3.14　Shape of initial deflection by sine wave

倍とする解析（条件 S2）において，材料の残留応力による降伏が認められた領域では，作用応力度を降伏応力度まで低減させている．板厚方向の残留応力分布については，外面と内面における残留応力が線形変化すると仮定した．本解析では，残留応力の断面内の釣合いを考慮していない．なお，板厚方向の残留応力分布は文献 23)において検討されている．以上の方法によって，残留応力の影響を検討できると考える．

元たわみについては，座屈モードを使用する方法あるいは正弦波による分布を使用する方法あるいは試験結果に基づく分布を使用する方法のいずれかで入力している．座屈モードを使用する場合には，軸圧縮の弾性座屈解析で得られた最小固有値の座屈モードを入力している．図 3.13 に軸圧縮の固有値解析で得られた座屈モードを示す．図 3.14 に条件 O2 と条件 O3 における正弦波による元たわみの形状を示す．図 3.14(A)は中央断面における元たわみの形状である．条件 O2 と条件 O3 の両方において，図のような元たわみを与えてい

Photo 3.5　Stub column test

る．図 3.14(B)は平板部の幅中央における元たわみの形状である．図のように，条件 O2 の正弦波 A では軸方向の波数を 3 としており，条件 O3 の正弦波 B では軸方向の波数を 1 としている．試験結果に基づく元たわみは，中央断面における周方向の分布を基準として軸方向の分布を考慮したものである．

3.4　短柱圧縮実験の概要

本節では，軸圧縮力を受ける正方形中空断面部材の構造実験の概要を記述する．

本研究の解析の妥当性を調べるために，短柱圧縮実験を行った．表 3.1 に試験体の製造方法と鋼種と断面形状を示している．試験体の材長は全幅の 3 倍である．試験体の端面については，加圧板を接合せず，端面を試験体の軸と直交するよう平滑に仕上げている．写真 3.5 に短柱圧縮実験のセットアップを示す．加力は軸方向単調圧縮である．5000 kN 油圧ジャッキによって荷重を加えており，ロードセルによって荷重を測定している．また，加力には球座と加圧板を使用している．なお，加圧板の形状は幅が 400 mm，板厚が 50 mm である．図 3.15 に変位計の配置を示す．試験体の変位については，軸方向の変位量を正方形中空断面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 3.16 にひずみゲージの貼付位置を示す．正方形中空断面部材の平板部中央と角部の外面と内面に一軸ひずみゲージを貼付している．これらのひ

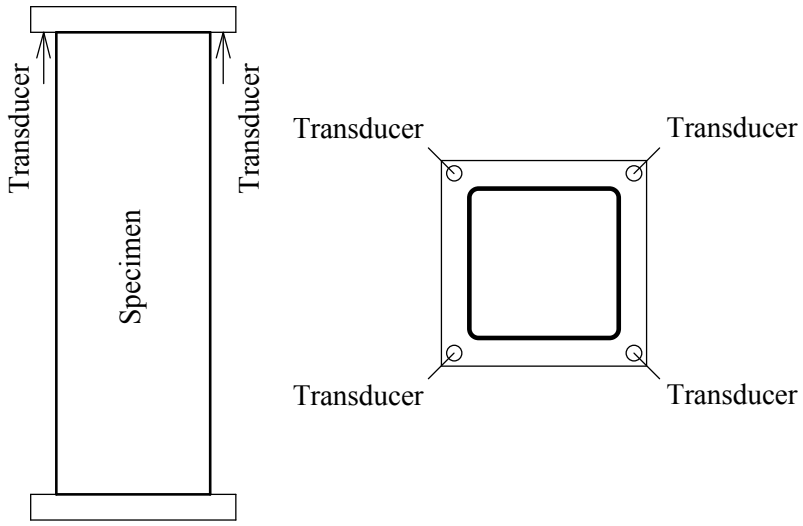
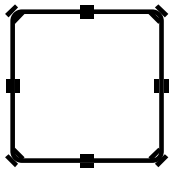


Fig. 3.15　Schematic arrangement for displacement transducer in stub column test



Strain gauge

Fig. 3.16　Schematic arrangement for strain gauge in stub column test

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．

3.5　大変形挙動に及ぼす初期不整の影響

本節では，正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす初期不整の影響を有限要素法解析によって明らかにする．材料的初期不整である材料特性の断面内変化と残留応力および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検討する．なお，本節では最大耐力と塑性変形能力をともに扱う．

ここで，応力度とひずみ度の算出方法を記述する．短柱圧縮解析と短柱圧縮実験によって得られた応力度ひずみ度関係において，応力度は荷重を角部形状を考慮した断面積で除して算出しており，ひずみ度は変位量を材長で除して算出している．

まず，本解析の妥当性を調べるために，図 3.17 に短柱圧縮解析と短柱圧縮実験によって得られた応力度ひずみ度関係を示す．図には，解析と実験との別および表 3.3 に示す解析

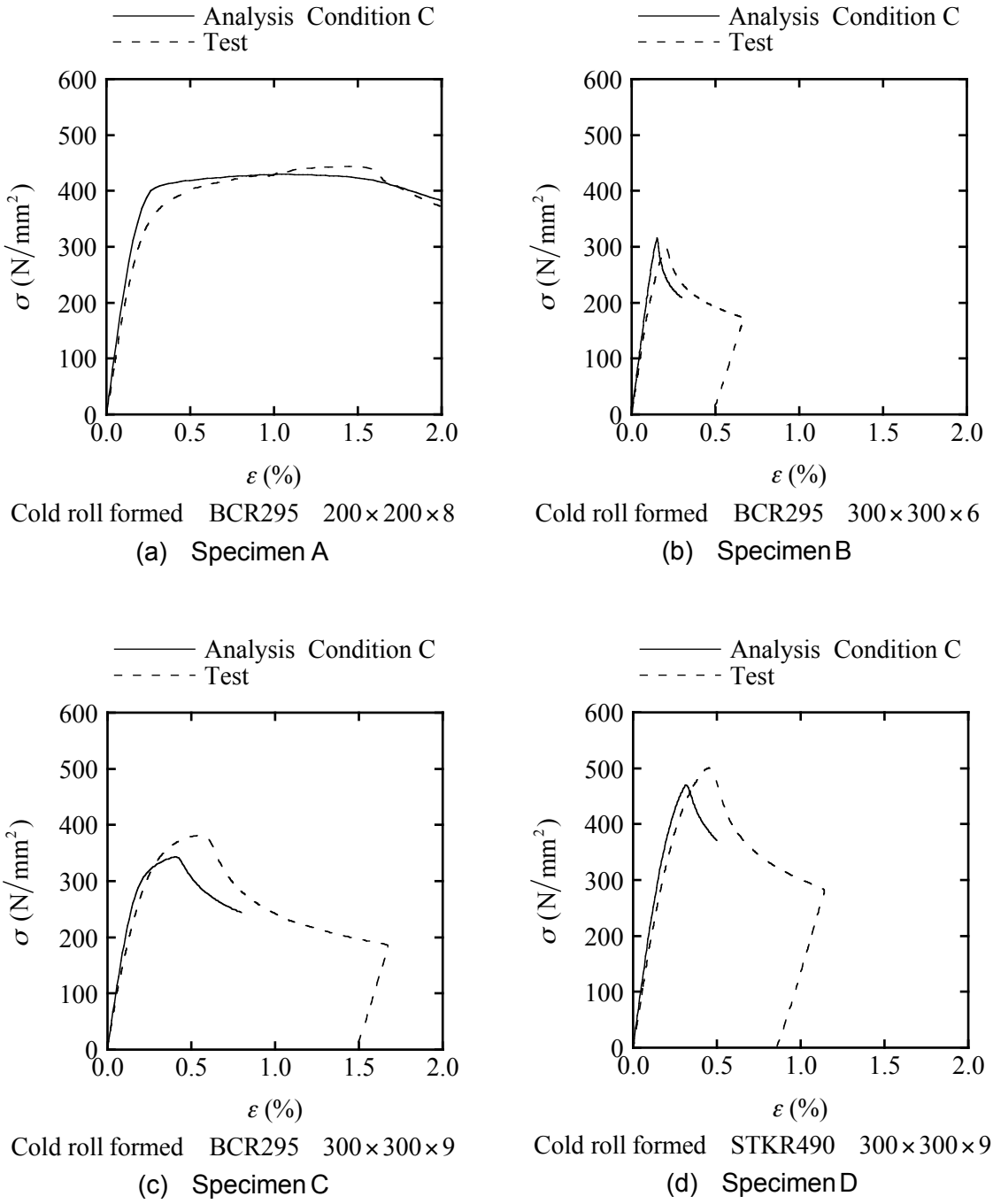


Fig. 3.17 Comparison of stub column analysis and stub column test

条件を示している．図から，解析結果と実験結果の対応は良く，本解析の方法と結果は妥当である．図 3.18 に短柱圧縮解析によって得られた最終変形形状を示す．図における短柱圧縮解析の最終変形形状は，隣合う板要素の片方が断面の内側に変形しており，他方が断

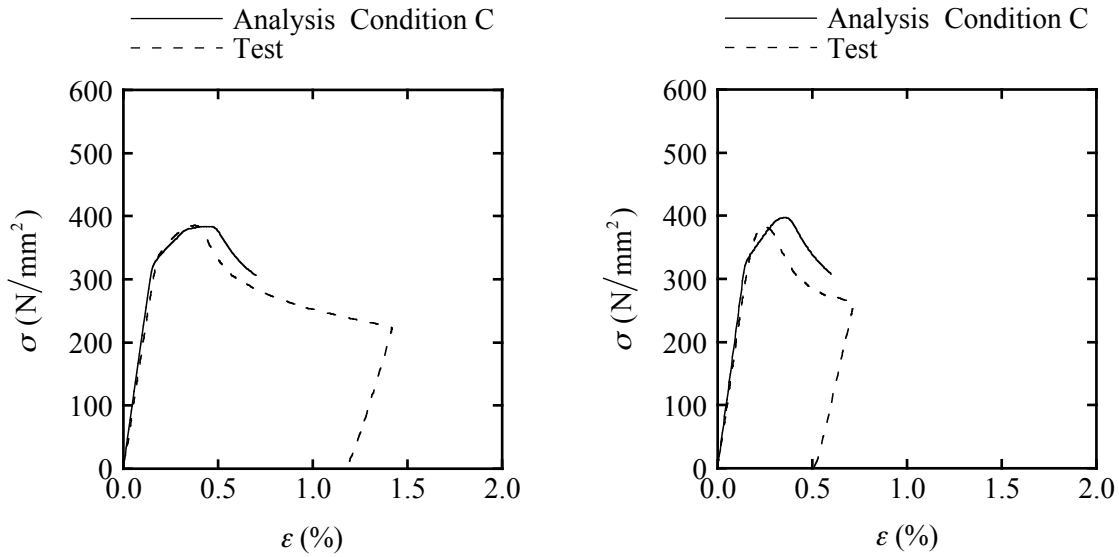
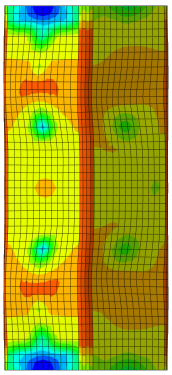
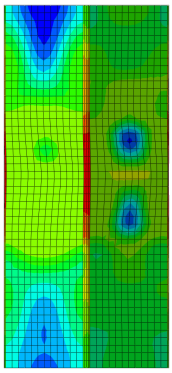


Fig. 3.17 Comparison of stub column analysis and stub column test

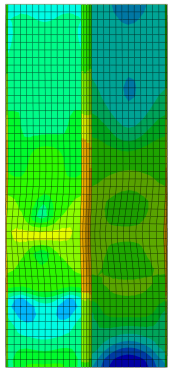
面の外側に変形している. 写真3.6に短柱圧縮実験によって得られた最終変形形状を示す. 写真における短柱圧縮実験の最終変形形状も，冷間ロール成形角形鋼管 BCR295 の $200\times200\times8$ を除けば，隣合う板要素の片方が断面の内側に変形しており，他方が断面の外側に変形している．冷間ロール成形角形鋼管 BCR295 の $200\times200\times8$ の実験では，全ての板要素が断面の外側に変形する局部座屈となっている．以上のように，解析と実験によって得られた局部座屈形状もおおむね良く対応していると考える.



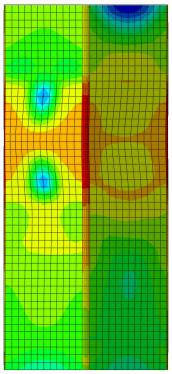
Cold roll formed
BCR295
200×200×8
(a) Specimen A



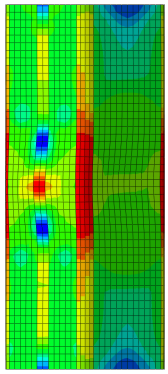
Cold roll formed
BCR295
300×300×6
(b) Specimen B



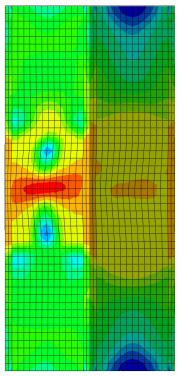
Cold roll formed
BCR295
300×300×9
(c) Specimen C



Cold roll formed
STKR490
300×300×9
(d) Specimen D



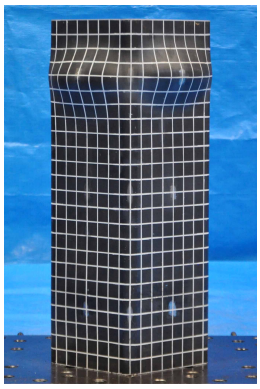
Cold press formed
SN490B
300×300×9
(e) Specimen E



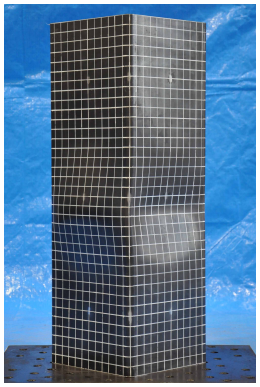
Built - up
SN490B
300×300×9
(f) Specimen F

Condition C

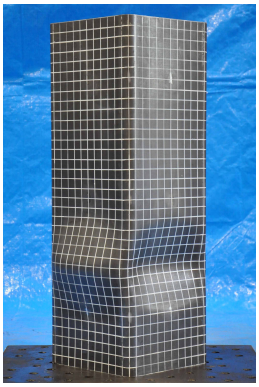
Fig. 3.18 Deformed configuration in stub column analysis



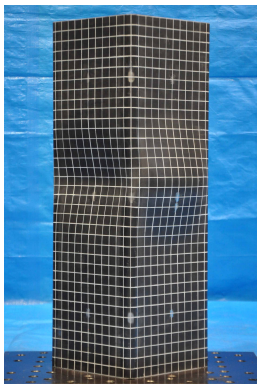
Cold roll formed
BCR295
200×200×8
(a) Specimen A



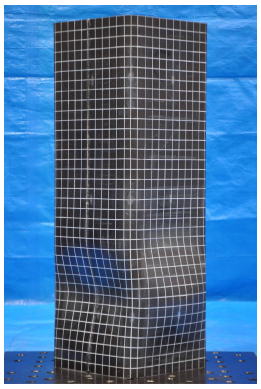
Cold roll formed
BCR295
300×300×6
(b) Specimen B



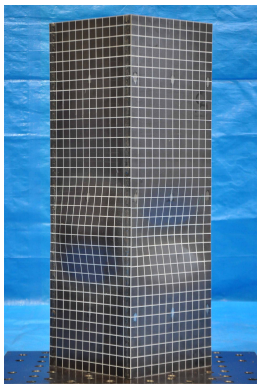
Cold roll formed
BCR295
300×300×9
(c) Specimen C



Cold roll formed
STKR490
300×300×9
(d) Specimen D

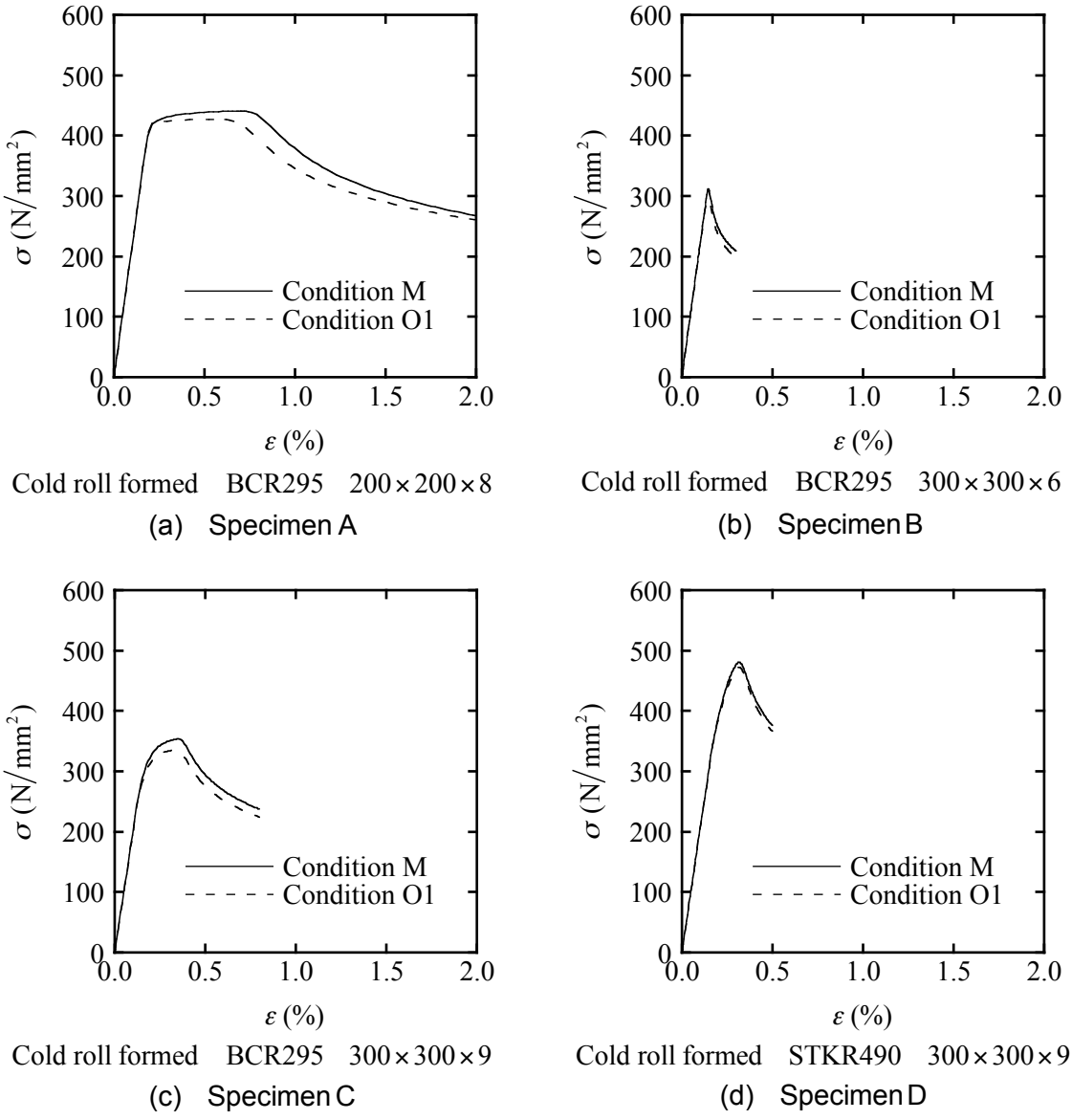


Cold press formed
SN490B
300×300×9
(e) Specimen E



Built - up
SN490B
300×300×9
(f) Specimen F

Photo 3.6 Deformed configuration in stub column test



Cold roll formed　BCR295　200×200×8

(a)　Specimen A

Cold roll formed　BCR295　300×300×6

(b)　Specimen B

Cold roll formed　BCR295　300×300×9

(c)　Specimen C

Cold roll formed　STKR490　300×300×9

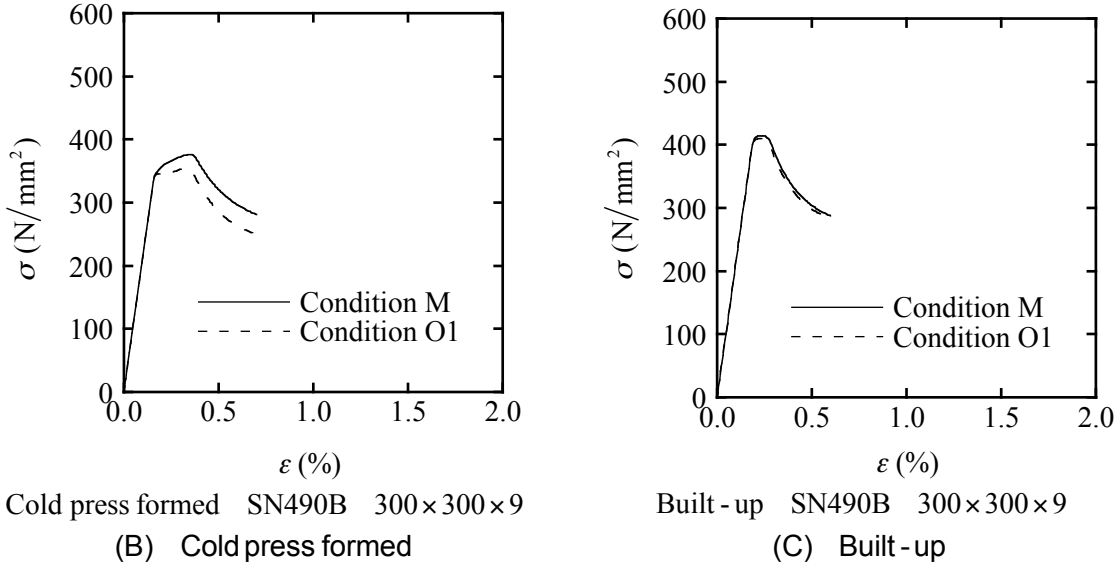
(d)　Specimen D

(A)　Cold roll formed

Fig. 3.19　Effect of material property on large deformation behavior

3.5.1　材料特性の影響

材料特性の影響を調べるために，図 3.19 に材料データの入力方法をパラメータにとった応力度ひずみ度関係を示す．条件 O1 が非溶接平板部の材料データを与えた解析であり，条件 M が断面各部の材料データを与えた解析である. 図では元たわみの形状を座屈モードによって与えている．図から，正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす材料特性の断面内変化の影響は大きくない．冷間成形角形鋼管部材に弾塑性局部座屈が生じる場合，製造加工による溶接平板部と角部の降伏応力度の上昇によって，最大耐力が大きくなる一方，



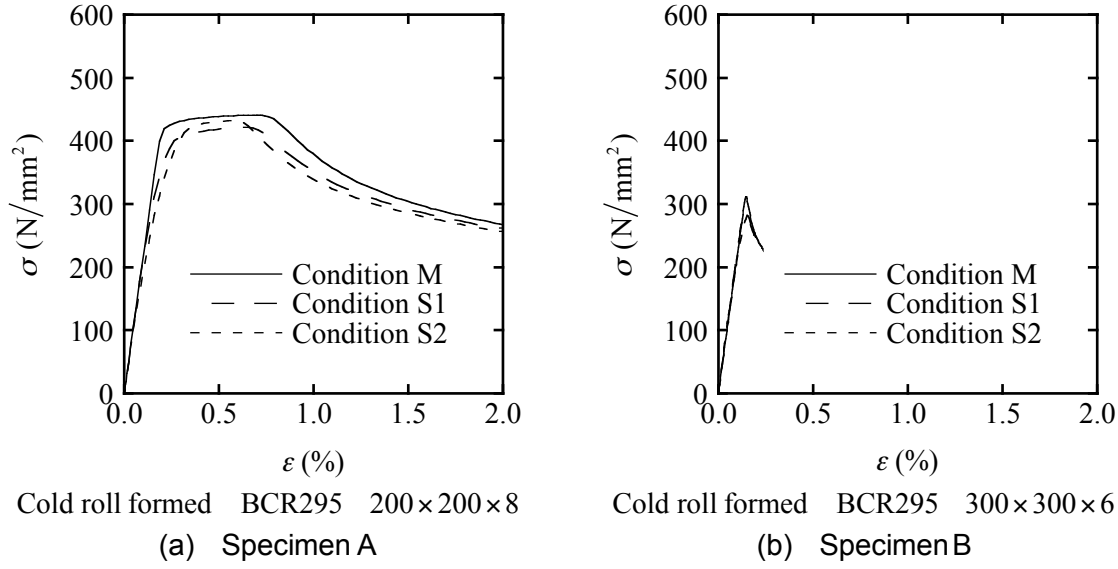
Cold press formed　SN490B　300×300×9

(B)　Cold press formed

Built - up　SN490B　300×300×9

(C)　Built - up

Fig. 3.19　Effect of material property on large deformation behavior



Cold roll formed　BCR295　200×200×8

(a)　Specimen A

Cold roll formed　BCR295　300×300×6

(b)　Specimen B

(A)　Cold roll formed

Fig. 3.20　Effect of residual stress on large deformation behavior

塑性変形能力は大きく変わらない．また，溶接組立箱形断面部材については，材料特性が全断面でほぼ等しいため，材料特性の断面内変化の影響は小さい．

3.5.2　残留応力の影響

残留応力の影響を調べるために，図 3.20 に残留応力の入力方法をパラメータにとった応力度ひずみ度関係を示す．条件 M が残留応力を与えなかった解析であり，条件 S1 と条件

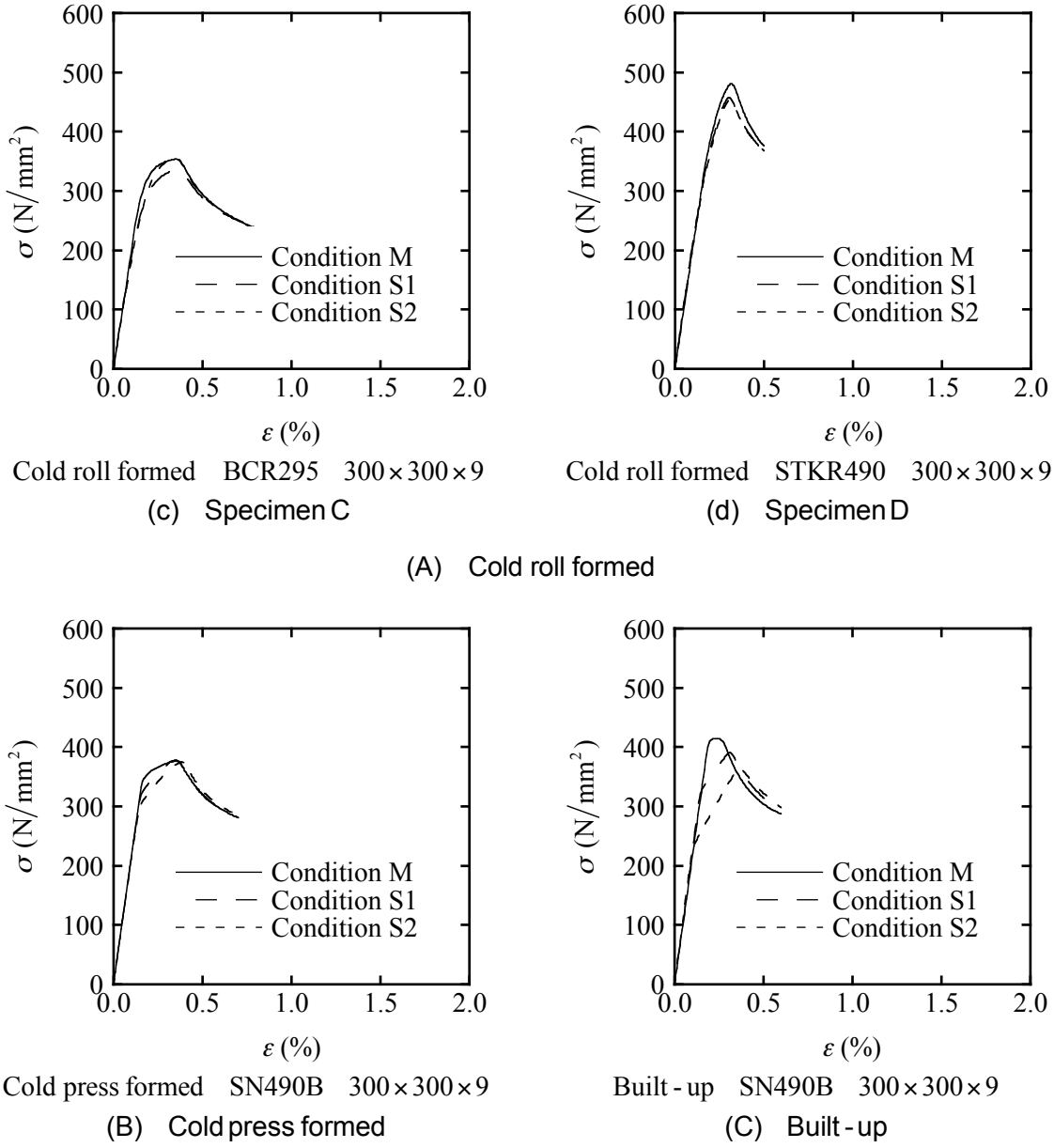


Fig. 3.20 Effect of residual stress on large deformation behavior

S2 が残留応力を与えた解析である．図では元たわみの形状を座屈モードによって与えている．図から，正方形中空断面部材の最大耐力と塑性変形能力に及ぼす残留応力の影響は大きくない．ただし，溶接組立箱形断面部材のように，平板部に圧縮の残留応力が生じ残留応力度が大きい場合には，最大耐力が残留応力によって小さくなる．また，剛性が残留応力によって早期に低下する．

3.5.3 元たわみの影響

元たわみの影響を調べるために，図 3.21 に元たわみの入力方法をパラメータにとった応

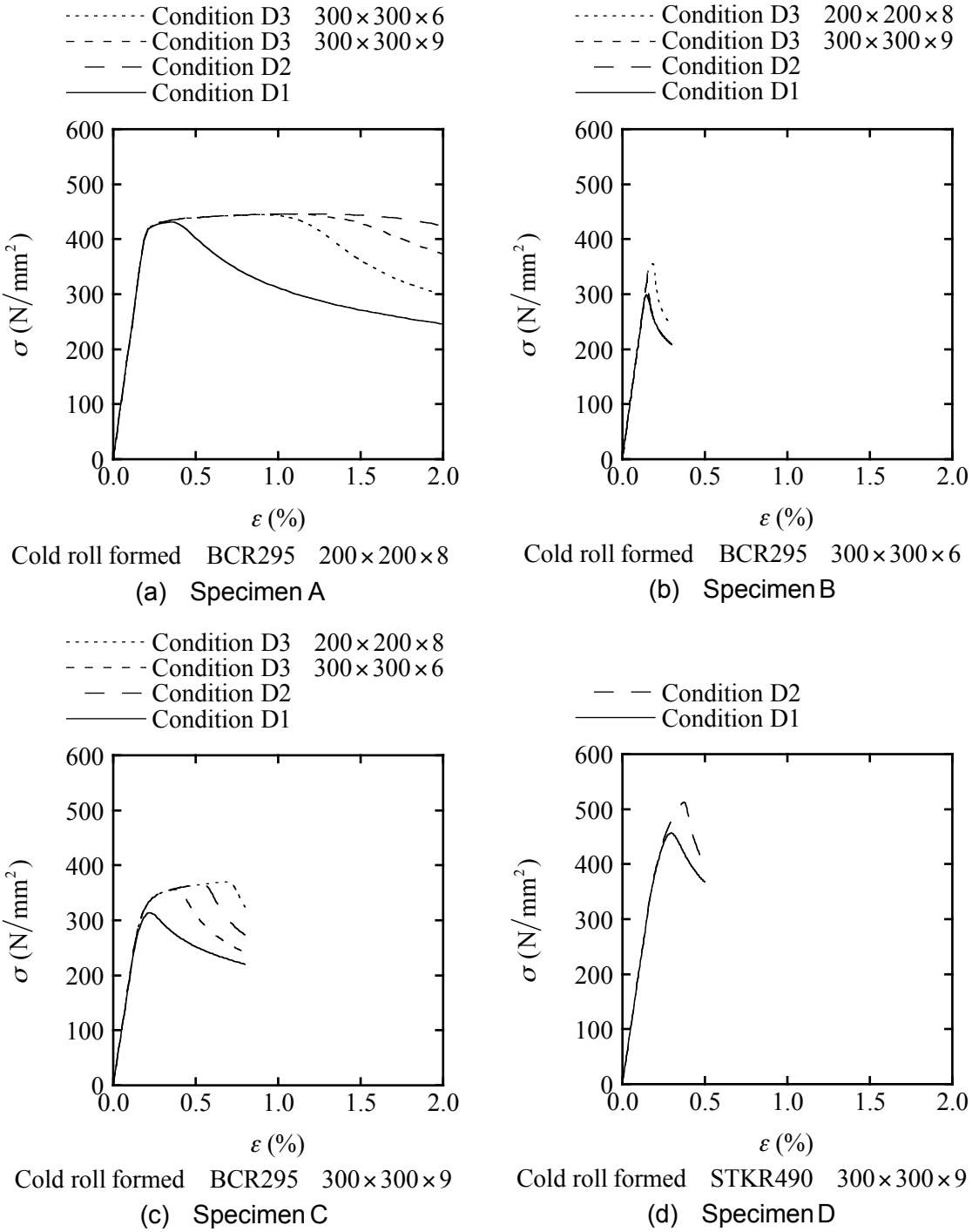


Fig. 3.21 Effect of initial deflection on large deformation behavior

力度ひずみ度関係を示す．条件 D1 が座屈モードによる元たわみを与えた解析であり，条件 D2 が試験結果に基づく元たわみを与えた解析であり，条件 D3 が他試験体の試験結果に

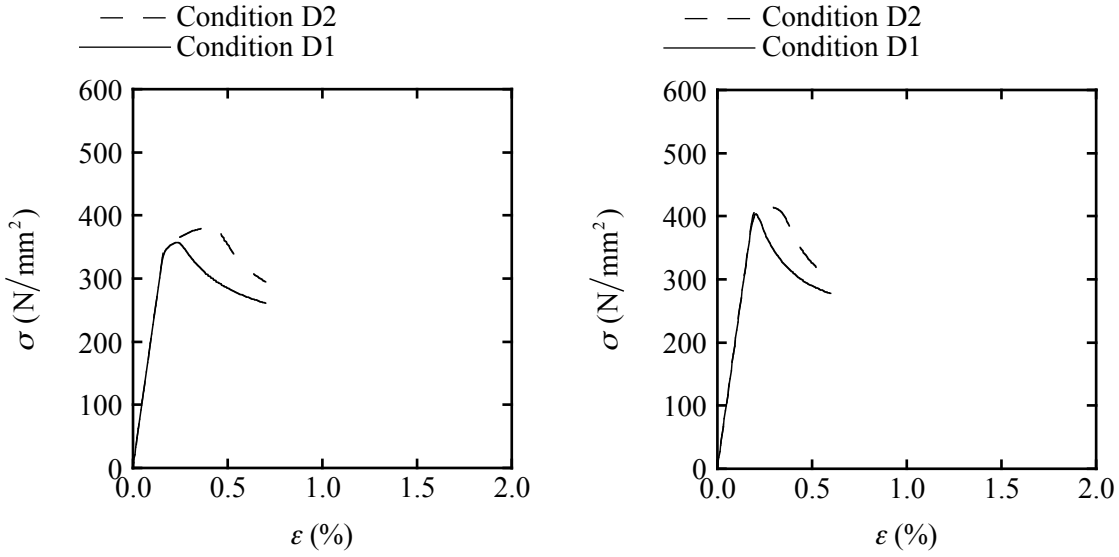


Fig. 3.21 Effect of initial deflection on large deformation behavior

基づく元たわみを与えた解析である．図には，条件 D3 における冷間ロール成形角形鋼管 BCR295 の他試験体の断面形状を示している．図では，元たわみの形状をパラメータとしており，元たわみの最大絶対値を試験結果に基づく元たわみに合わせ各図において固定している．これによって元たわみの形状の影響を調べることができる．図から，正方形中空断面部材の最大耐力時変位に及ぼす元たわみの影響は大きい．ただし，最大耐力時変位に及ぼす元たわみの影響は，幅厚比が小さいほど大きい．最大耐力と最大耐力時変位は座屈モードによる元たわみを与えた場合に最小となっている．座屈モードによる元たわみ（図 3.13）と試験結果に基づく元たわみ（図 3.8, 3.9）では，周方向の断面内外に関する分布と軸方向の波数に関する分布が異なっており，これらの元たわみの形状の違いが要因と考えられる．なお，座屈モードによる元たわみを与えた解析（条件 D1）では，隣合う板要素の片方が断面の内側に変形し他方が断面の外側に変形する局部座屈が生じる．このような局部座屈形状の場合に，最大耐力と最大耐力時変位は小さくなる．

3.5.4 初期不整の複合的影響

初期不整の複合的な影響を調べるために，図 3.22 に試験結果に基づく断面各部の材料特性と残留応力と板要素の元たわみを与えた応力度ひずみ度関係を示す．条件 C が試験結果に基づく初期不整を与えた解析である．条件 O1 は元たわみの形状を座屈モードによって

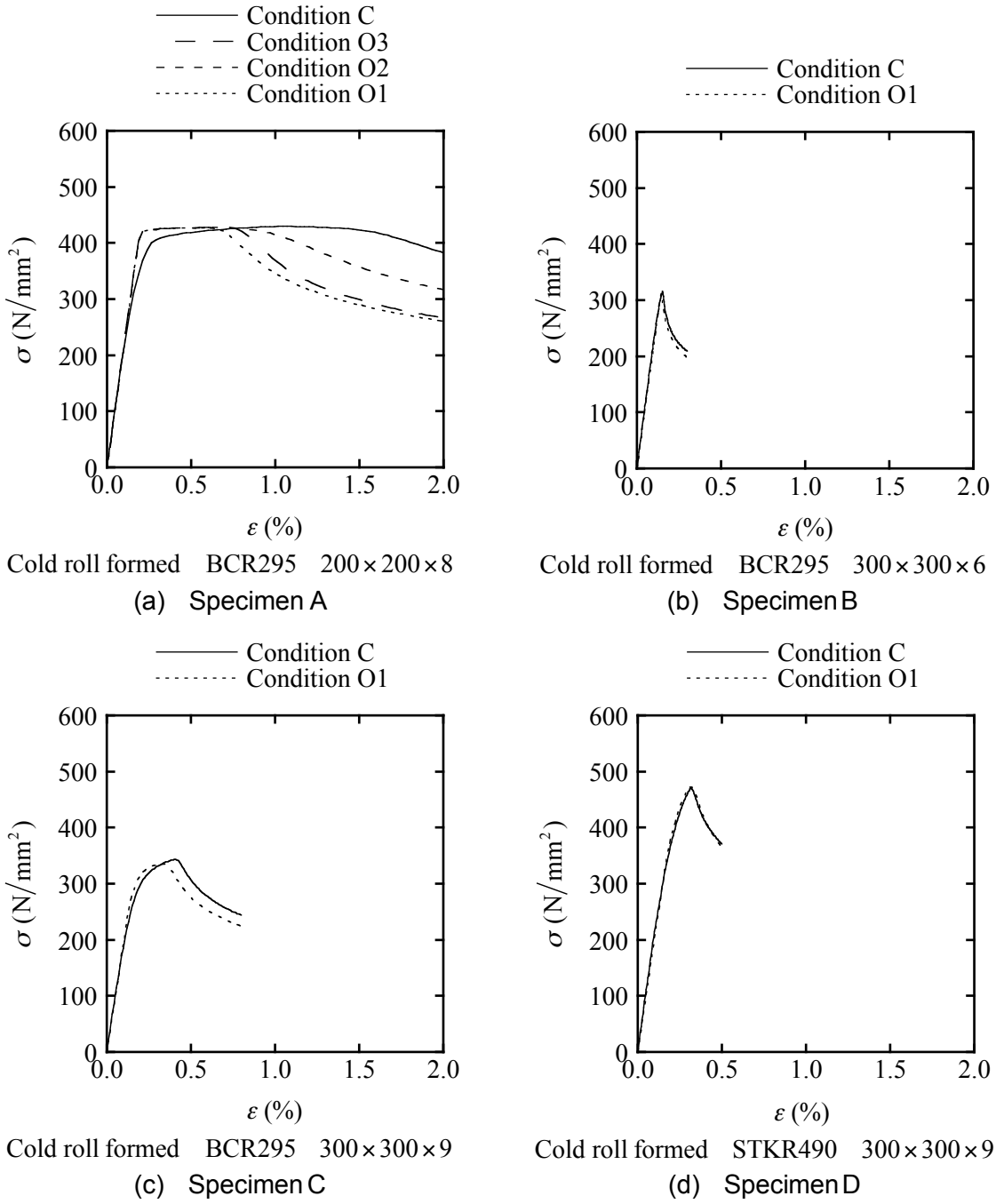


Fig. 3.22 Combined effect of initial imperfection on large deformation behavior

与えた解析であり, 条件 O2 と条件 O3 は元たわみの形状を正弦波によって与えた解析である. 条件 O1 と条件 O2 と条件 O3 の解析において元たわみの量を小さくしている. 図から, 形状が座屈モードで量が全幅の 1/2000 の元たわみを与えた条件 O1 の最大耐力と最大耐力

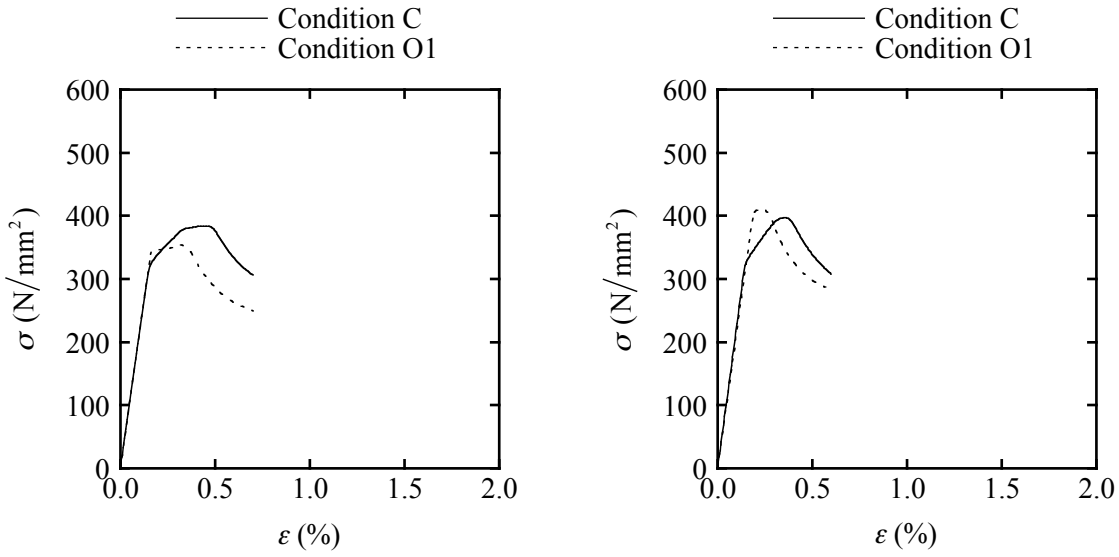


Fig. 3.22 Combined effect of initial imperfection on large deformation behavior

時変位は，おおむね，測定した各種の初期不整を与えた条件 C の最大耐力と最大耐力時変位以下になっている．元たわみを座屈モードで与えることによって，初期不整を有する正方形中空断面部材の最大耐力と最大耐力時変位を妥当あるいは安全側に解析できる．元たわみを座屈モードで与えることが難しい場合には，条件 O2 と条件 O3 のように，元たわみを座屈モードに相当する正弦波で与えることによって，最大耐力と最大耐力時変位を妥当あるいは安全側に解析できる．なお，これらの解析（条件 O1, O2, O3, C）では，隣合う板要素の片方が断面の内側に変形し他方が断面の外側に変形する局部座屈が生じている．

3.5.5 角部曲率半径の影響

本項では，角部曲率半径の影響を調べる．角部外側曲率半径 R を，冷間成形角形鋼管部材 [1), 46)]の標準値を参考にして， $R = 0, 2t, 2.5t, 3.5t$ として検討する．冷間成形角形鋼管部材 [1), 46)]の全断面において角部曲率半径が占める割合は，幅厚比の影響を受けるため，幅厚比を変数として検討を行う．幅厚比の範囲を調べるために，図 3.23 に基準化角部外側曲率半径 R/B と幅厚比 B/t との関係を示す．図のプロットは文献 1), 46)を参考にして作成している．図から，角部曲率半径が最大の冷間プレス成形角形鋼管 BCP235, BCP325 の幅厚比 B/t の上限は 67 であり，下限は 13 である．この幅厚比の上限と下限をおさえることを意図して， $300\times300\times4.5$ と $300\times300\times12$ と $300\times300\times22$ について検討する．なお，角部曲率半

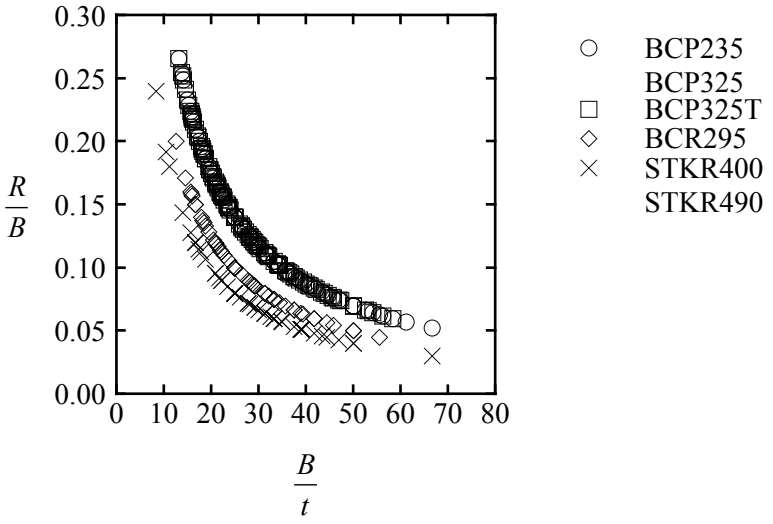


Fig. 3.23　Normalized curvature radius at corner and width–thickness ratio

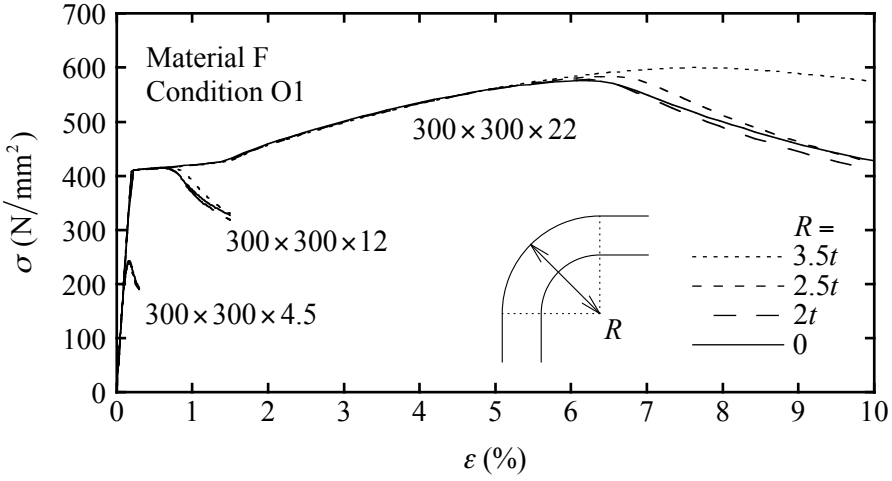


Fig. 3.24　Effect of curvature radius at corner on large deformation behavior

径の検討における本研究の幅厚比の範囲は，文献 16)の幅厚比の範囲よりも大きい.

図 3.24 に角部外側曲率半径 R と幅厚比 B/t をパラメータにとった応力度ひずみ度関係を示す. 表 3.2 に示す材料 F の材料データを用いて表 3.3 に示す条件 O1 の解析を行っている．図から，角部曲率半径のない最大耐力時変位はおおむね角部曲率半径のある最大耐力時変位以下である. 角部曲率半径が極めて大きくかつ幅厚比が極めて小さい場合を除けば, 角部曲率半径の影響は小さい．また，角部曲率半径が大きくなると最大耐力時変位は大きくなるため，角部曲率半径を 0 として安全側の最大耐力時変位が得られる．以上より，角

部曲率半径を考慮する必要はなく，正方形中空断面部材の幅を全幅で考えることは妥当である．なお，文献 16)においても，角部外側曲率半径が板厚の 3 倍以下の範囲では全幅による幅厚比評価が妥当であることが示されている．

なお，本節の知見は，全幅が 200 あるいは 300 mm と比較的小さな正方形中空断面部材の解析によって得られている．ただし，初期不整の影響に関する一般性のある知見を得るために，初期不整の測定試験結果に基づく検討のみではなく，残留応力や板要素の元たわみの分布を変化させた検討も行っており，現実的な形状の正方形中空断面部材に対しては，本節で得られた知見が有用であると考える．正方形中空断面部材の局部座屈を伴う大変形挙動は板要素の幾何学的初期不整の影響を大きく受け，製造加工による他の初期不整の影響を大きく受けないと考える．

3.6 幅厚比制限の妥当性

本節では，軸圧縮力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解析と実験によって調べる．これによって，現在の幅厚比制限値[4),5)]の妥当性を検討する．

本節では，3.3 節の有限要素法大変形解析を行う．解析モデルの断面形状については，全幅を 300 mm として板厚を 4.5–36 mm と変化させることで，図 3.23 に示す幅厚比の上限から下限の範囲を検討する．初期不整の入力方法については，3.5 節で得られた知見を踏まえて決定する．材料特性については，材料特性の断面内変化の影響は大きくないため，非溶接平板部の材料データを全断面に与える．表 3.2 に示す 6 種類の材料データを用いて検討する．残留応力については，残留応力の影響は大きくないため，入力しない．元たわみの形状については，最大耐力と最大耐力時変位は座屈モードによる元たわみを与える場合に最小となるため，元たわみの形状を座屈モードとする．また，元たわみの量については，元たわみの最大絶対値を平板部分の凹凸の寸法許容差[1),46)]の 1/10 である全幅の 1/2000 とすれば，各種の初期不整を有する場合に対して妥当あるいは安全側の最大耐力と最大耐力時変位が得られているため，元たわみの量を全幅の 1/2000 とする．角部形状については，角部曲率半径のない最大耐力と最大耐力時変位はおおむね角部曲率半径のある最大耐力と最大耐力時変位以下であるため，角部曲率半径を 0 とする．

3.6.1 最大耐力

最大耐力を調べるために，図 3.25 に耐力上昇率 $\sigma_{\max}/\sigma_{\mathrm{y}}$ と基準化幅厚比 $B/t\sqrt{\sigma_{\mathrm{y}}/E}$ との関係を示す．耐力上昇率は最大応力度を非溶接平板部の降伏応力度で除して算出している．

基準化幅厚比は非溶接平板部のヤング係数と降伏応力度を用いて算出している．図の白プロットは解析結果であり，黒プロットは実験結果である．図には，表 3.2 に示す材料名と表 3.1 に示す試験体名を示している．また，図に鋼構造設計規準 [4]の幅厚比制限値を縦線で示している．なお，鋼構造設計規準 [4]の幅厚比制限値は平板部の板幅に対するものであるが，大まかな比較を意図して示している．図から，鋼構造設計規準 [4]の幅厚比制限値を満たす正方形中空断面部材の耐力上昇率はおおむね 1.0 以上になっており，鋼構造設計規準 [4]の幅厚比制限値は妥当である．

3.6.2 塑性変形能力

塑性変形能力を調べるために, 図 3.26 に塑性変形倍率 $\varepsilon_{max}/\varepsilon_y - 1$ あるいは $\varepsilon_{0.95}/\varepsilon_y - 1$ と基準化幅厚比 $B/t\sqrt{\sigma_y/E}$ との関係を示す．塑性変形倍率は最大耐力時と最大耐力以後の塑性変形を考慮した最大耐力の 95%耐力時で算出している．ただし，最大耐力の 95%耐力が降伏耐力よりも小さい場合には，最大耐力以後の塑性変形を考慮した塑性変形倍率を降伏耐力時で算出している．塑性変形倍率の計算に必要な降伏ひずみ度は，非溶接平板部のヤング係数と降伏応力度を用いて算出している．基準化幅厚比は，非溶接平板部のヤング係数と降伏応力度を用いて算出している．図の白プロットは解析結果であり，黒プロットは実験結果である．図には, 表 3.2 に示す材料名と表 3.1 に示す試験体名と塑性変形倍率の種類を表す記号を示している．また，図に鋼構造塑性設計指針 [5]の幅厚比制限値を縦線で示している．

図から，基準化幅厚比が 1.0 程度の正方形中空断面部材の最大耐力時における塑性変形倍率はおおむね 4–6 になっており，鋼構造塑性設計指針 [5]の幅厚比制限値は妥当である．鋼構造塑性設計指針 [5]に示される四辺単純支持平板の圧縮実験結果では，最大耐力時における塑性変形倍率がおおむね 4–6 になっており, 本解析の結果と良く対応している. また, 実部材の塑性変形倍率は初期不整によっては本解析で得られる塑性変形倍率よりも大きいが, 本解析の方法によって実部材に対して妥当あるいは安全側の塑性変形倍率が得られる．

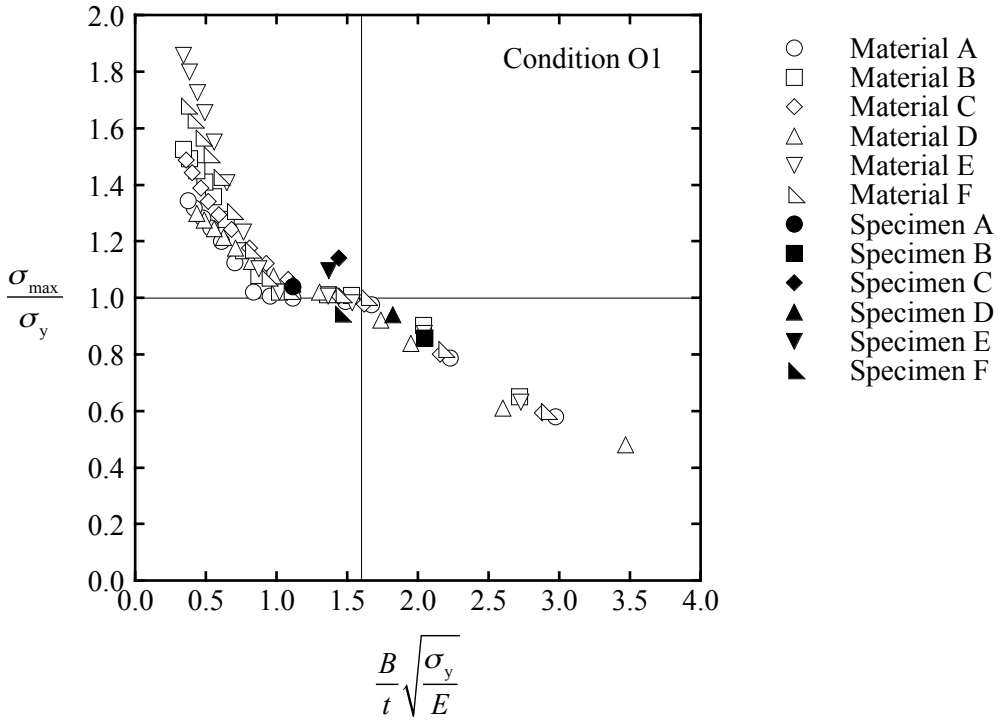


Fig. 3.25 Ultimate strength under axial compressive force

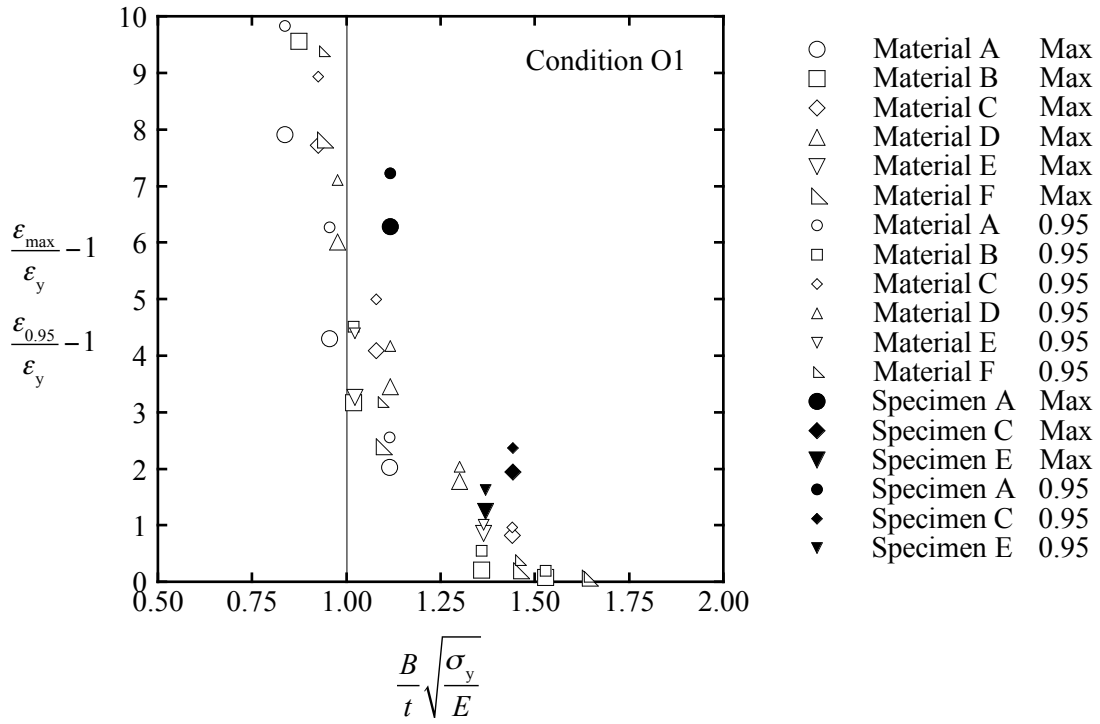


Fig. 3.26 Plastic deformation capacity under axial compressive force

3.7 まとめ

本章では，正方形中空断面部材の初期不整を試験によって測定し，そ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軸圧縮の解析によって明らかにし，その最大耐力と塑性変形能力を解析と実験によって調べて現在の幅厚比制限値[4), 5)]の妥当性を検討した．正方形中空断面部材の局部座屈を伴う大変形挙動は板要素の幾何学的初期不整の影響を大きく受け，製造加工による他の初期不整の影響を大きく受けない．

まず，製造方法と鋼種と形状が異なる正方形中空断面部材の材料的初期不整と幾何学的初期不整を試験によって測定した．冷間ロール成形角形鋼管部材と冷間プレス成形角形鋼管部材と溶接組立箱形断面部材を対象として，材料的初期不整である材料特性の断面内変化と残留応力および幾何学的初期不整である板要素の元たわみを検討した．

実部材が有する初期不整を測定した上で，正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす材料的初期不整と幾何学的初期不整の影響を荷重条件が単純な軸圧縮の解析によって明らかにした．初期不整である材料特性の断面内変化と残留応力と板要素の元たわみと角部曲率半径の影響を有限要素法解析によって検討した．正方形中空断面部材の局部座屈を伴う大変形挙動に及ぼす板要素の元たわみの影響は大きく，材料特性の断面内変化と残留応力と角部曲率半径の影響は大きくない．初期不整として座屈モードに相当する元たわみのみを与える解析によって，各種の初期不整を有する場合に対して妥当あるいは安全側の最大耐力と塑性変形能力が得られる．

さらに，初期不整の影響に対する知見を踏まえ，軸圧縮力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解析と実験によって検討し，鋼構造設計規準[4)]と鋼構造塑性設計指針[5)]の幅厚比制限値が製造方法と鋼種が異なる正方形中空断面部材に対して妥当であることを示した．

第 4 章　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

4.1 はじめに

正方形中空断面部材の局部座屈を伴う大変形挙動を明らかにするために，柱材に実際に作用する曲げせん断力を受ける場合の大変形挙動を検討することは重要である．しかし，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を決定する要因については，不明な点が少なくないのが現状である．曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の局部座屈に関する既往の研究には例えば文献 15)がある．文献 15)では，曲げせん断力を受ける冷間成形角形鋼管部材の大変形挙動を実験によって検討している．このように，曲げせん断力を受ける場合の局部座屈に関する研究は現在までに数多く行われ，多大な成果が報告されている．しかし，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の大変形挙動が部材形状や荷重条件などで純粋に定まる局部座屈性状によって決定されるのかあるいは製造加工による材料的初期不整や幾何学的初期不整によって決定されるのかは十分に明らかにされていない．このため，正方形中空断面部材の最大耐力と塑性変形能力が部材形状である幅厚比や辺長比と荷重条件である加力角度や曲げモーメント勾配などを考慮した形で体系的に評価されているとは言いがたい．また，正方形中空断面部材の幅厚比に関する規定 [4)–7)]においても，軸圧縮力を受ける場合の局部座屈は考慮されているが，曲げせん断力を受ける場合の局部座屈は考慮されていない．

そこで本章では，曲げせん断力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検討し，その局部座屈性状を決定する要因を明らかにすることを目的とする．さらに，曲げせん断力を受ける場合の局部座屈性状を決定する要因を理解した上で，その最大耐力と塑性変形能力を部材形状や荷重条件などに応じた形で評価することをめざす．

このために，まず，正方形中空断面部材の形状や荷重条件などに応じた弾性局部座屈耐力による基準化幅厚比を提案する．この基準化幅厚比によって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をあらためて理解した上で，その大変形挙動を解析と実験によって検討する．曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす初期不整の影響と荷重条件の影響を解析と実験によって調べる．初期不整の影響については，軸圧縮の荷重条件で得られた初期不整の影響に関する知見を踏まえて検討する．さらに，曲げせん断力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，提案する基準化幅厚比を用いて部材形状である幅厚比や辺長比と荷重条件である加力角度や曲げモーメント勾配などに応じた形で評価する．

4.2　弾性局部座屈耐力による基準化幅厚比

本節では，曲げせん断力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の評価のための基準化幅厚比を提案する．正方形中空断面部材の形状や荷重条件などに応じた弾性局部座屈耐力による基準化幅厚比を示す．

本研究では，正方形中空断面部材の局部座屈によって決定される最大耐力と塑性変形能力を評価する．最大耐力は材料特性と塑性変形能力によって決定されるため，塑性変形能力の評価について考える．評価対象の塑性変形能力は局部座屈によって決定され，局部座屈耐力が降伏耐力に比べ大きくなると塑性変形能力は大きくなる．このことに基づき，最大耐力と塑性変形能力を弾性局部座屈耐力と全塑性耐力による基準化幅厚比を用いて評価する．

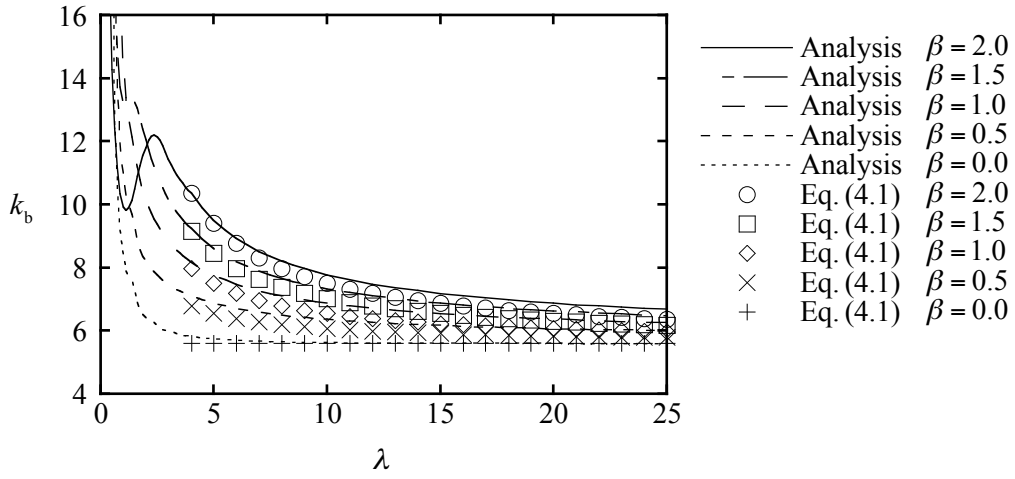
ここで，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力を理解する．2章における正方形中空断面部材の弾性局部座屈解析によって得られた弾性局部座屈耐力を示す．

二軸曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力は，座屈係数の近似式である式(2.41)から式(4.1)によって表される．なお，式(4.1)は軸圧縮力がない場合の座屈係数の近似式である．

$$k_{\mathrm{b}} = 5.6\left(1+0.6\sin 2\alpha\right)\left(1+1.7\frac{\beta}{\lambda}\right) \tag{4.1}$$

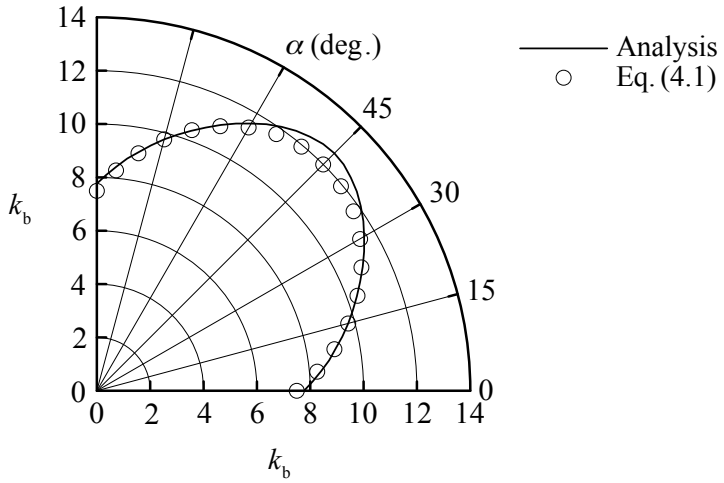
ここに，k_{b} は最大曲げ応力度に対する座屈係数，α は加力角度，β は曲げモーメント勾配，λ は辺長比（材長を板幅で除した比）である．図 2.1 に弾性局部座屈解析のモデルを示している．加力角度 α の範囲は 0 度以上 45 度以下である．曲げモーメント勾配 β の範囲は 0.0 以上 2.0 以下である．辺長比 λ の範囲は 4 以上である．加力角度が 0 度の荷重条件は一軸曲げであり，加力角度が 45 度の荷重条件は二軸曲げである．曲げモーメント勾配が 0 の荷重条件は一様曲げであり，曲げモーメント勾配が 2 の荷重条件は逆対称曲げせん断力である．

図 4.1 に座屈係数 k_{b} と辺長比 λ との関係を示す．荷重条件は加力角度が 0 度の一様曲げあるいは曲げせん断力であり，軸圧縮力は作用していない．図では曲げモーメント勾配 β をパラメータにとっている．図では，近似値をプロットで解析値を線で表している．図から，現実的な辺長比の場合，曲げモーメント勾配が大きくなると弾性局部座屈耐力は大きくなる．柱材として使用される正方形中空断面部材はほとんどの場合において曲げとせん



$\alpha = 0$ deg.　$k_c = 0.0$　Clamped at end

Fig. 4.1　Relation between buckling coefficient and aspect ratio



$\lambda = 10$　$\beta = 2.0$　$k_c / k_{c0} = 0.00$　Clamped at end

Fig. 4.2　Relation between buckling coefficient and angle of applied force

断力を同時に受けるため，その弾性局部座屈耐力を正しく評価するためには曲げモーメント勾配の影響を考慮する必要がある．

図 4.2 に座屈係数 k_b と加力角度 α との関係を示す．荷重条件は逆対称曲げせん断力であり，軸圧縮力は作用していない．図に示すように，現実的な辺長比の正方形中空断面部材が一様曲げあるいは曲げせん断力を受ける場合, 弾性局部座屈耐力は加力角度が 45 度に近づくと大きくなり，弾性局部座屈耐力は加力角度が 45 度の場合に最大になる．

このように，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の局部座屈は部材形状である辺

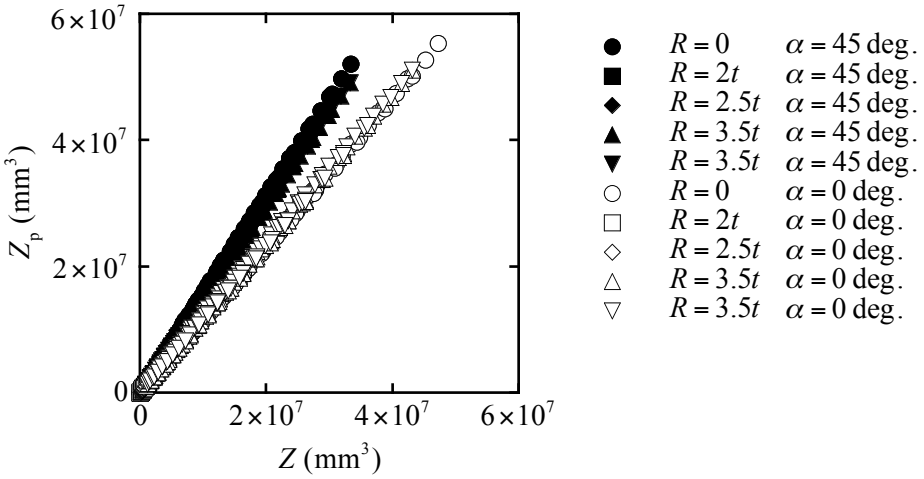


Fig. 4.3　Relation between section modulus and plastic section modulus

長比および荷重条件である加力角度と曲げモーメント勾配の影響を受ける．そこで，これらの因子などに応じた弾性局部座屈耐力に基づく正方形中空断面部材の基準化幅厚比を提案する．

曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の基準化幅厚比は弾性局部座屈耐力の近似式である式(4.1)を用いて式(4.2)によって表される．

$$\sqrt{\frac{M_{\mathrm{p}}}{M_{\mathrm{cr}}}}=\sqrt{\frac{\sigma_{\mathrm{y}}Z_{\mathrm{p}}}{5.6\left(1+0.6\sin 2\alpha\right)\left(1+1.7\dfrac{\beta}{\lambda}\right)\dfrac{\pi^2E}{12\left(1-\nu^2\right)}\dfrac{1}{\left(B/t\right)^2}Z}} \tag{4.2}$$

ここに，M_{cr} は弾性局部座屈モーメント，M_{p} は全塑性モーメント，E はヤング係数，ν はポアソン比（$\nu=0.3$），σ_{y} は降伏応力，Z は断面係数，Z_{p} は塑性断面係数，B は全幅，t は板厚，λ は辺長比（材長を全幅で除した比），α は加力角度，β は曲げモーメント勾配である．図 2.1 に弾性局部座屈解析のモデルを示している．辺長比 λ の範囲は 4 以上である．加力角度 α の範囲は 0 度以上 45 度以下である．曲げモーメント勾配 β の範囲は 0.0 以上 2.0 以下である．加力角度が 0 度の荷重条件は一軸曲げであり，加力角度が 45 度の荷重条件は二軸曲げである．曲げモーメント勾配が 0 の荷重条件は一様曲げであり，曲げモーメント勾配が 2 の荷重条件は逆対称曲げせん断力である．

正方形中空断面部材の基準化幅厚比を式(4.2)によって計算するためには，断面係数 Z と塑性断面係数 Z_{p} が必要である．断面係数と塑性断面係数を調べるために，図 4.3 に断面係数 Z と塑性断面係数 Z_{p} との関係を示す. 図のパラメータは角部外側曲率半径 R と加力角度

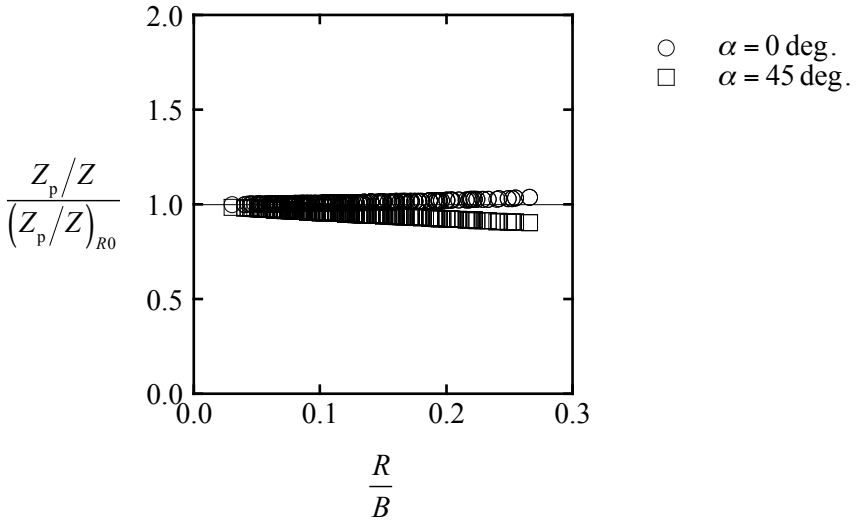


Fig. 4.4　Effect of curvature radius at corner on normalized plastic section modulus

α である．図のプロットは文献 1), 46)に示される断面形状を参考にして，角部曲率半径と加力角度を考慮して計算したものである．図から，断面係数 Z と塑性断面係数 Z_p は角部外側曲率半径 R によらず加力角度 α ごとにほぼ直線関係にある．

基準化塑性断面係数 Z_p/Z に及ぼす角部曲率半径の影響を調べるために，図 4.4 に基準化塑性断面係数比 $(Z_p/Z)/(Z_p/Z)_{R0}$ と基準化角部外側曲率半径 R/B との関係を示す．縦軸はある角部曲率半径の基準化塑性断面係数 Z_p/Z を角部曲率半径が 0 の基準化塑性断面係数 $(Z_p/Z)_{R0}$ で除した比である．図では，加力角度 α をパラメータにとっている．図から，基準化塑性断面係数 Z_p/Z に及ぼす角部曲率半径の影響は大きくない．したがって，基準化塑性断面係数 Z_p/Z を計算する場合に角部曲率半径を考慮しないでもよい. なお, 図 3.23 に基準化角部外側曲率半径 R/B と幅厚比 B/t との関係を示している．ここで，文献 50)によると，破断ではなく局部座屈が先行する幅厚比の下限の目安は，冷間ロール成形角形鋼管部材の場合，25 である．このことを考慮に入れ，破断ではなく局部座屈が問題になるような基準化角部外側曲率半径 R/B の上限は 0.2 程度と考える．

角部曲率半径がない正方形中空断面部材の断面係数 Z と塑性断面係数 Z_p はそれぞれ式 (4.3), (4.4)によって表される．

$$Z = \frac{1}{6}\frac{1}{\sin\alpha + \cos\alpha}\frac{B^4 - (B-2t)^4}{B} \tag{4.3}$$

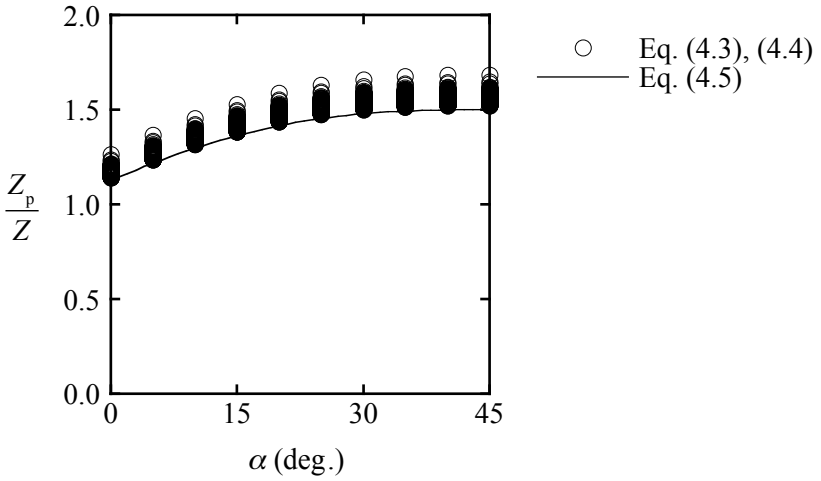


Fig. 4.5 Relation between normalized plastic section modulus and angle of applied force

$$Z_p = \frac{1}{12}\left(2\cos\alpha + \frac{1}{\cos\alpha}\right)\left\{B^3 - \left(B-2t\right)^3\right\} \tag{4.4}$$

ここに，B は全幅，t は板厚，α は加力角度である．なお，式(4.3), (4.4)を近似すると，基準化塑性断面係数 Z_p/Z は式(4.5)によって表される．

$$\frac{Z_p}{Z} = \frac{3}{8}\left(2\sin\alpha\cos\alpha + 2\cos^2\alpha + \tan\alpha + 1\right) \tag{4.5}$$

ここに，α は加力角度である．

図 4.5 に角部曲率半径がない正方形中空断面部材の基準化塑性断面係数 Z_p/Z と加力角度 α との関係を示す．図には，式(4.3), (4.4)による基準化塑性断面係数 Z_p/Z と近似式である式(4.5)による基準化塑性断面係数 Z_p/Z を示している．

4.3 曲げせん断解析の概要

本節では，正方形中空断面部材の曲げせん断解析を記述する．有限要素法による大変形解析の概要を示す．

曲げせん断力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調べるために，有限要素法による大変形解析を行った．解析には汎用有限要素法解析プログラム Abaqus を使用した．図 4.6 に大変形解析モデルを示す．解析モデルの形状については，全幅 B と板厚 t とせん断スパン L を変数とする．角部外側曲率半径 R を冷間ロール成形角形鋼管 BCR295 の場合に標準値 [1)]である板厚 t の 2.5 倍としている．図に示すように，解析モデル

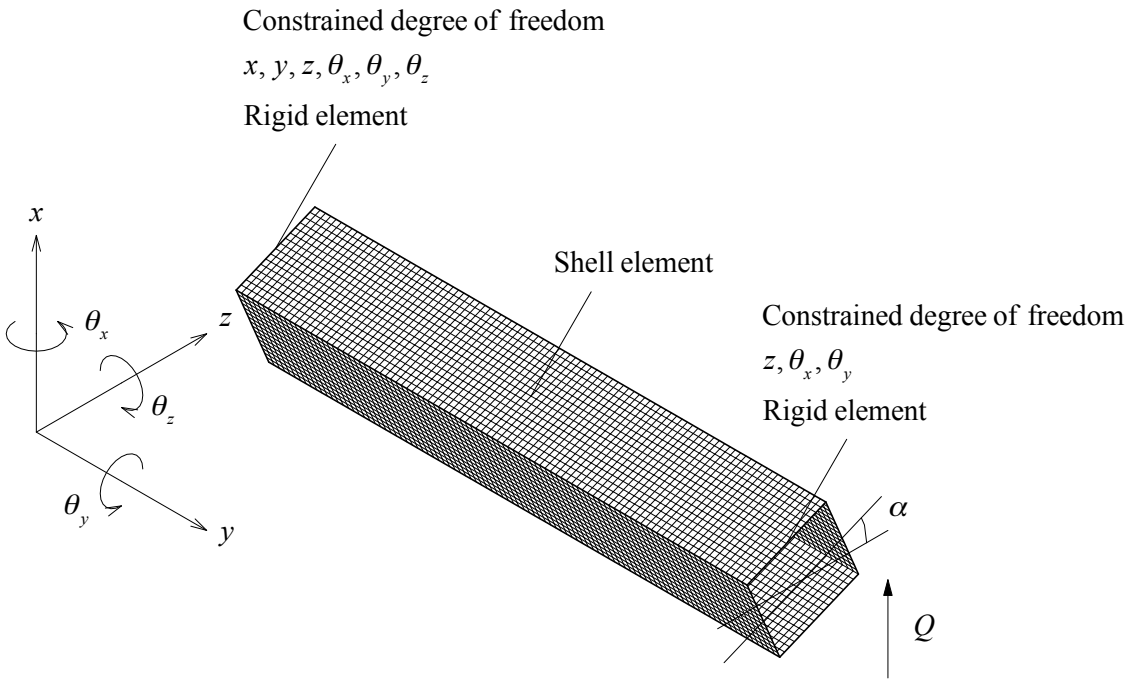


Fig. 4.6　Finite element model under bending shear force

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，角部曲率半径がある場合には周方向に平板部を 12 分割し角部を 4 分割しており, 角部曲率半径がない場合には周方向に平板部を 16 分割している．また，軸方向に平板部と角部を辺長比の 16 倍で分割している．解析モデルの境界条件と荷重条件は図に示す通りであり，片持ち梁形式の大変形解析を行う. 加力角度が変化する二軸曲げせん断力の荷重を受ける場合の大変形挙動を調べる. ただし，加力角度が 15 度や 30 度の場合では，加力方向と変形方向は一致しない.

本解析では，正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす初期不整の影響を検討する．初期不整の影響については，3 章において軸圧縮の荷重条件で詳細に調べている．そこで，軸圧縮の荷重条件で得られた初期不整の影響に関する知見が曲げせん断の荷重条件でも有用かを検討する．このため，初期不整の入力方法を解析変数とする．表 4.1 に初期不整についての解析条件を示す．材料特性と残留応力と元たわみの入力方法を表のように変化させることで，初期不整の影響を検討する．ここで，初期不整の入力方法を説明する.

材料特性については，3.2.1 項で対象とした正方形中空断面部材の材料特性を使用する. 表 4.2 に対象とする正方形中空断面部材の一覧を示す. 表 4.3 に非溶接平板部の鋼材の機械的性質を示す．冷間ロール成形角形鋼管部材と冷間プレス成形角形鋼管部材と溶接組立箱形断面部材の材料特性を用いて解析を行う．材料データの入力は，非溶接平板部の材料デ

Table 4.1 Analysis condition of initial imperfection

Condition	Material property	Residual stress	Initial deflection	
			Shape	Max. absolute value
O1	Flat	Zero	Buckling mode A	$\frac{\text{Overall width}}{2000}$
O2			Buckling mode B	
C	Flat Weld flat Corner	Test result	Test result	Test result

Table 4.2 List of square hollow section member

Manuf. process	Steel grade	B (mm)	t (mm)	Specimen
Cold roll formed	BCR295	200	8	A
		300	6	B
			9	C
	STKR490			D
Cold press formed	SN490B			E
Built - up				F

B Overall width t Thickness of plate

Table 4.3 Mechanical property of steel

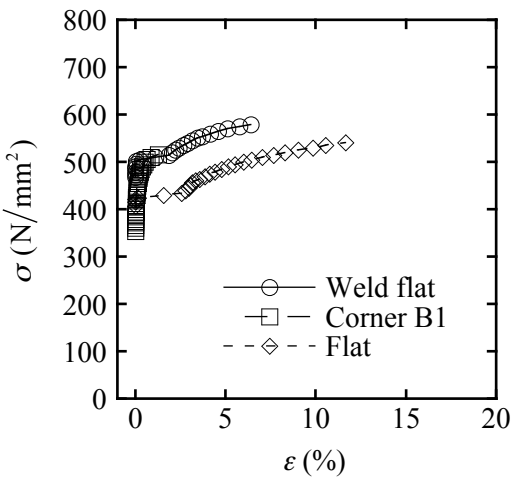
Specimen	Location	E (N/mm^2)	σ_y (N/mm^2)	σ_u (N/mm^2)	ε_u (%)	Material
A	Flat	2.15×10^5	427	487	13.6	A
B		2.09×10^5	347	444	13.5	B
C		1.79×10^5	334	408	16.2	C
D		1.96×10^5	531	596	9.8	D
E		2.10×10^5	351	528	18.2	E
F		2.12×10^5	405	552	16.8	F

E Young's modulus σ_y Yield strength σ_u Tensile strength ε_u Uniform elongation

Table 4.4　Young's modulus and Poisson's ratio in large deformation analysis

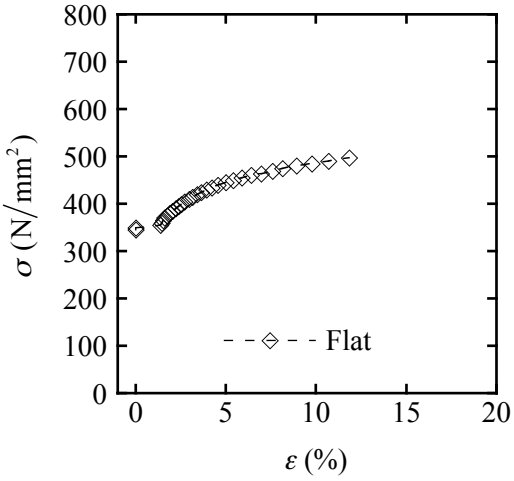
Specimen	Location	E (N/mm^2)	ν
A	Flat	2.14×10^5	0.3
	Weld flat	2.11×10^5	
	Corner B1	2.10×10^5	
B	Flat	2.18×10^5	
C		1.95×10^5	
D		2.01×10^5	
E		2.13×10^5	
F		2.12×10^5	

E Young's modulus　ν Poisson's ratio



Cold roll formed　BCR295　200×200×8

(a)　Specimen A



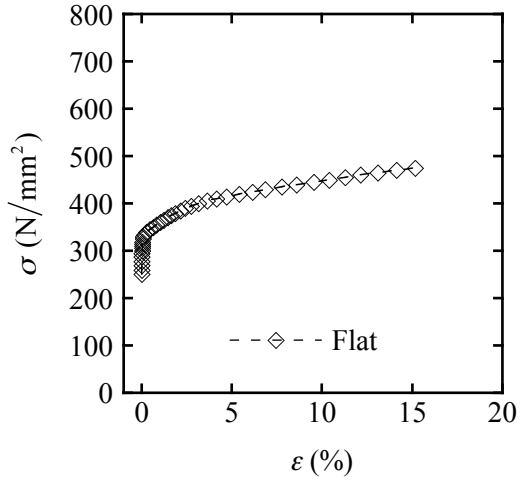
Cold roll formed　BCR295　300×300×6

(b)　Specimen B

(A)　Cold roll formed

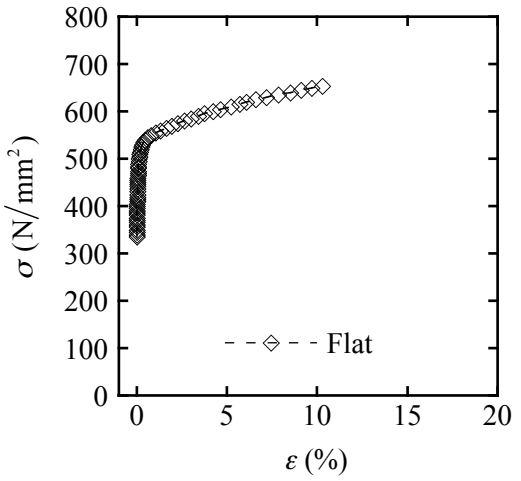
Fig. 4.7　Relation between actual stress and logarithmic plastic strain

ータを全断面に与える方法あるいは非溶接平板部と溶接平板部と角部の材料データを各断面位置に与える方法のどちらかで入力している．解析モデルの溶接平板部については，幅を引張試験片に合わせて 40 mm としている．解析モデルの角部については，角部曲面を角部領域としている．解析モデルの非溶接平板部は溶接平板部と角部以外の領域である．解析に使用した材料データは 3 章の引張試験結果から作成している．弾性域については引張



Cold roll formed　BCR295　300×300×9

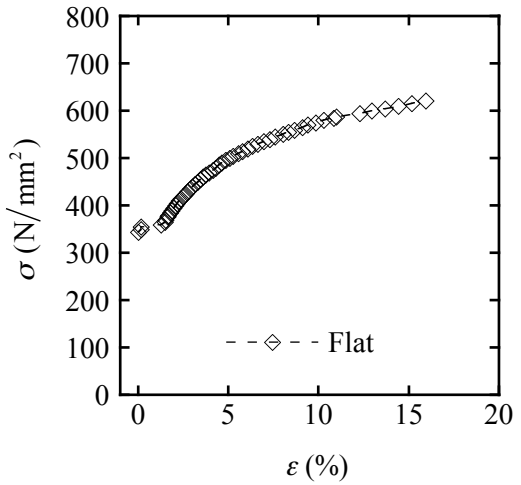
(c)　Specimen C



Cold roll formed　STKR490　300×300×9

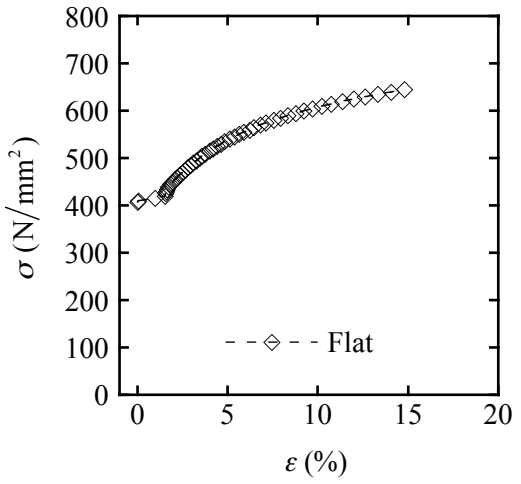
(d)　Specimen D

(A)　Cold roll formed



Cold press formed　SN490B　300×300×9

(B)　Cold press formed



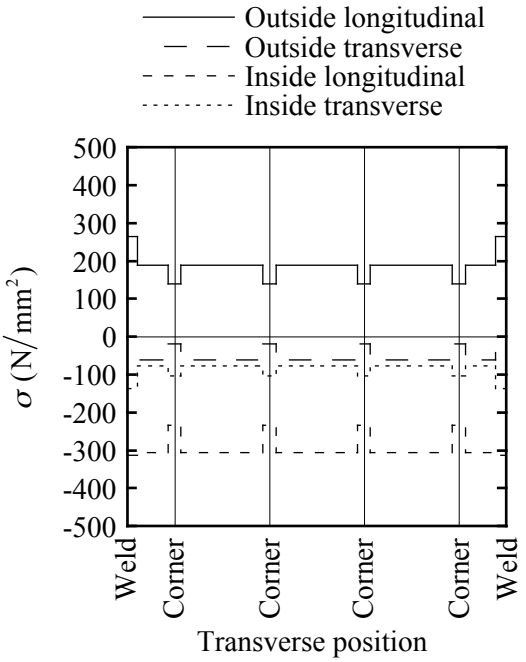
Built - up　SN490B　300×300×9

(C)　Built - up

Fig. 4.7　Relation between actual stress and logarithmic plastic strain

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対数塑性ひずみ関係として入力している．表 4.4 に解析に使用したヤング係数とポアソン比を示す．また，図 4.7 に解析に使用した真応力対数塑性ひずみ関係を示す．一様伸び以後の材料データは完全塑性としている．材料の硬化則については，等方硬化則を使用している．

残留応力については，3.2.2 項の試験結果に基づく簡単な残留応力分布を解析モデルの領域ごとに一様に入力している．図 4.8 に解析における残留応力分布を示す．図のように，

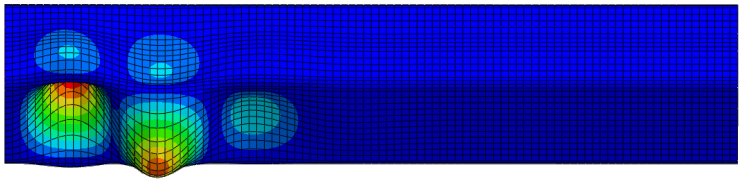


Cold roll formed　BCR295　200×200×8

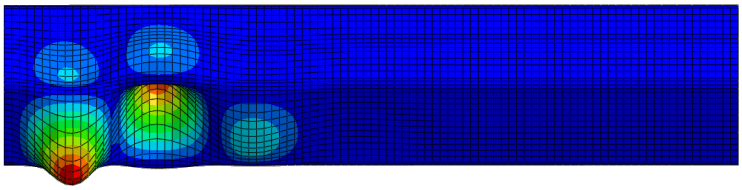
Fig. 4.8　Residual stress distribution in large deformation analysis

残留応力分布を非溶接平板部と溶接平板部と角部に分けて簡単にしている．解析モデルの非溶接平板部と溶接平板部と角部の領域については，本節の材料特性の説明で記述している.解析における残留応力度については,各領域における残留応力度の平均値としている．板厚方向の残留応力分布については，外面と内面における残留応力が線形変化すると仮定した．本解析では，残留応力の断面内の釣合いを考慮していない．なお，板厚方向の残留応力分布は文献 23)において検討されている．

元たわみについては，座屈モードを使用する方法あるいは試験結果に基づく分布を使用する方法のどちらかで入力している．座屈モードを使用する場合には，曲げせん断の弾性座屈解析で得られた最小固有値の座屈モードを使用している．図 4.9 に条件 O1 と条件 O2 で使用した座屈モードによる元たわみの形状を示す．加力角度αが 0 度の場合にはフランジとウェブの板要素を示しており，加力角度αが 45 度の場合には圧縮を受ける板要素を示している．本解析では，加力角度が 0 度の曲げせん断の固有値解析で座屈モード B が得られた場合でも,座屈モード B の符号を反転させた座屈モード A の元たわみを与える解析を行う．これは，加力角度が 0 度の曲げせん断力を受ける場合，最大耐力と塑性変形能力はフランジである板要素が断面の外側ではなく内側に変形する局部座屈が生じる場合に小

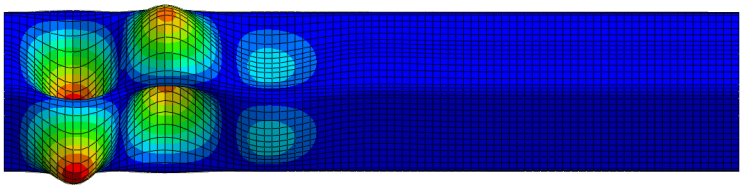


(a)　Buckling mode A



(b)　Buckling mode B

(A)　Angle of applied force 0 deg.

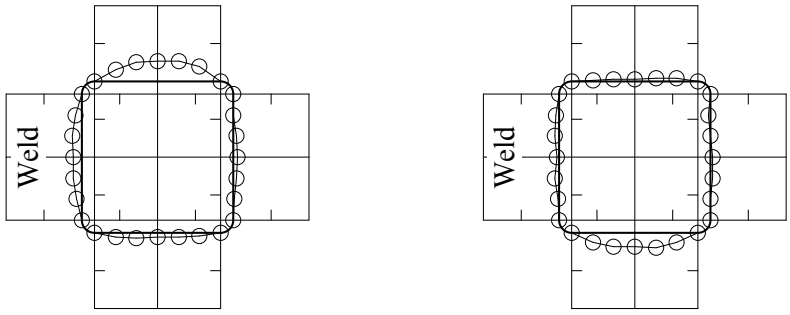


Buckling mode A

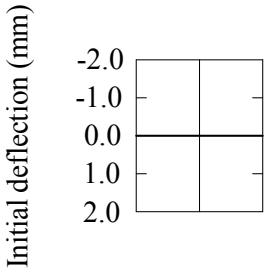
(B)　Angle of applied force 45 deg.

Fig. 4.9　Elastic local buckling mode under bending shear force

さくなると考えられるためである．試験結果に基づく分布を使用する場合には，測定試験によって得られた元たわみ分布を使用している．試験結果に基づく元たわみは，固定端から半幅離れた断面における周方向の分布を基準として軸方向の分布を考慮したものである．図 4.10 に測定試験によって得られた周方向の元たわみ分布を示す．図では，溶接された板要素を縦の位置にしている．図 4.11 に測定試験によって得られた軸方向の元たわみ分布を示す．図には平板部の幅中央における元たわみ分布を示している．横軸が 0 の軸方向位置は固定端である．また，図 4.10 に対応する板要素の位置を示している．これらの図において，正方形中空断面の内側へのたわみを正，外側へのたわみを負としている．なお，元たわみの測定方法については，3.2.3 項において記述している．

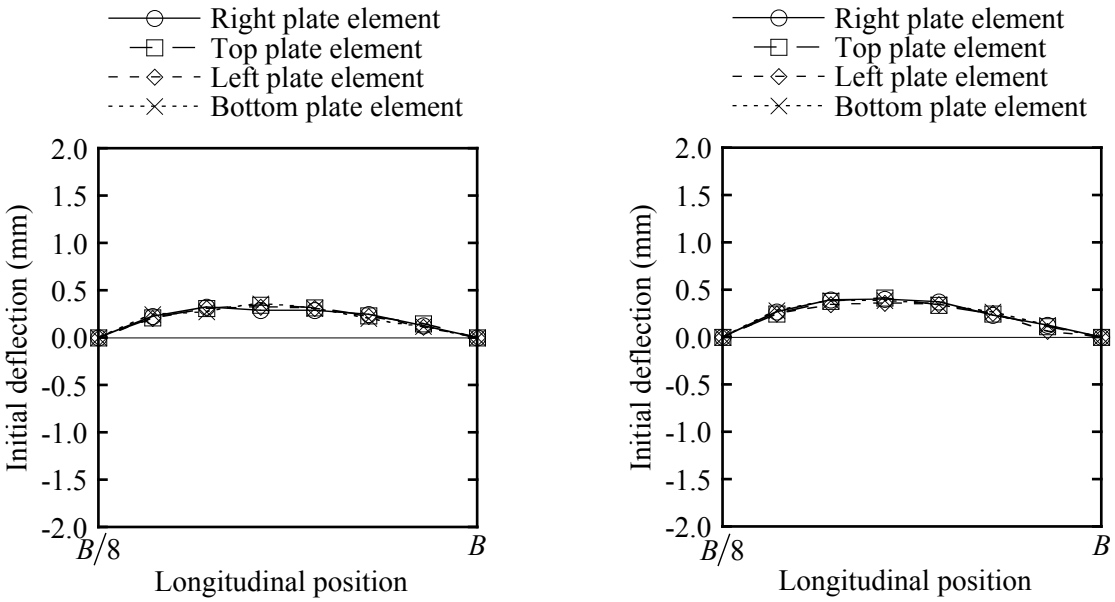


(a) Angle of applied force 0 deg. (b) Angle of applied force 45 deg.



Cold roll formed BCR295 200×200×8 Section half width away from fixed end

Fig. 4.10 Transverse distribution of initial deflection



(a) Angle of applied force 0 deg. (b) Angle of applied force 45 deg.

Cold roll formed BCR295 200×200×8 Center of width

Fig. 4.11 Longitudinal distribution of initial deflection

Table 4.5　List of test specimen for monotonic loading

Manuf. process	Steel grade	B (mm)	t (mm)	L (mm)	α (deg.)	Specimen
Cold roll formed	BCR295	200	8	1200	0	A
					45	

B Overall width　t Thickness of plate　L Shear span　α Angle of applied force

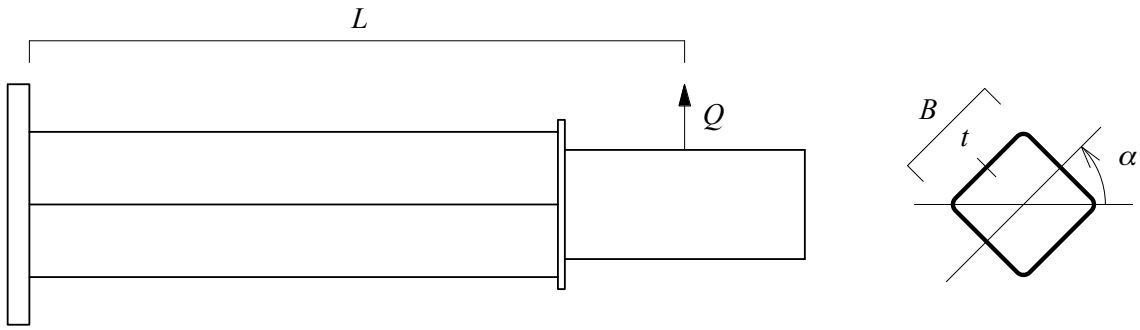
4.4　曲げせん断実験の概要

本節では，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の構造実験の概要を示す．

本実験では，正方形中空断面部材が単調の二軸曲げせん断力を受ける場合の局部座屈を伴う大変形挙動を検討する．表 4.5 に正方形中空断面部材の試験体の一覧を示す．対象は冷間ロール成形角形鋼管部材である．表 4.3 に鋼材の機械的性質を示している．表の機械的性質は試験体の非溶接平板部から採取したJIS 1A 号試験片の引張試験によって得られている．全幅 B が 200 mm，板厚 t が 8 mm と比較的小さな正方形中空断面部材を対象としている．なお，図 3.1 に冷間成形角形鋼管部材の全幅 B と板厚 t との関係を参考として示している．幅厚比 B/t は 25 である．せん断スパン L を全幅 B の 6 倍としている．

図 4.12 に曲げせん断実験の概要を示す．写真 4.1 に曲げせん断実験のセットアップを示す．載荷は図に示す片持ち梁形式で行った．300 kN 油圧ジャッキによって荷重を加えており，ロードセルによって荷重を測定している．正方形中空断面部材はエンドプレートに完全溶込み溶接されている．図 4.13 に試験体のエンドプレートの溶接ディテールを示す．なお，エンドプレートの形状は幅が 440 mm，板厚が 40 mm である．エンドプレートは高力ボルトによって反力台に固定され，降伏しないように設計されている．また，加力点において横方向の変位と回転を拘束している．図 4.14 に加力点における治具の配置を示す．試験体にはPC鋼棒によって載荷板を取付け，載荷板を溝形断面部材によって拘束している．実験変数は荷重条件の加力角度である．加力角度 α を 0 度あるいは 45 度としている．ここで，部材断面の溶接位置を記述する．加力角度が 0 度の場合には溶接された板要素がせん断力を受けるウェブとなるように，加力角度が 45 度の場合には溶接された板要素が正側の曲げによって圧縮を受けるようにしている．

図 4.15 に変位計の配置を示す．試験体の変位については，加力点の変位およびエンドプレートの変位と回転を考慮して計算している．試験体の変位量 δ を式(4.6)によって算出している．



B Overall width t Thickness of plate L Shear span α Angle of applied force

Fig. 4.12 Schematic view of bending shear test

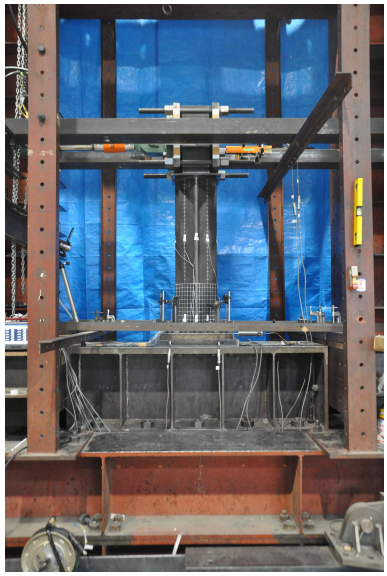
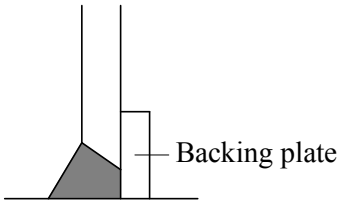


Photo 4.1 Monotonic bending shear test



End plate

Fig. 4.13 Weld detail of bending shear test specimen

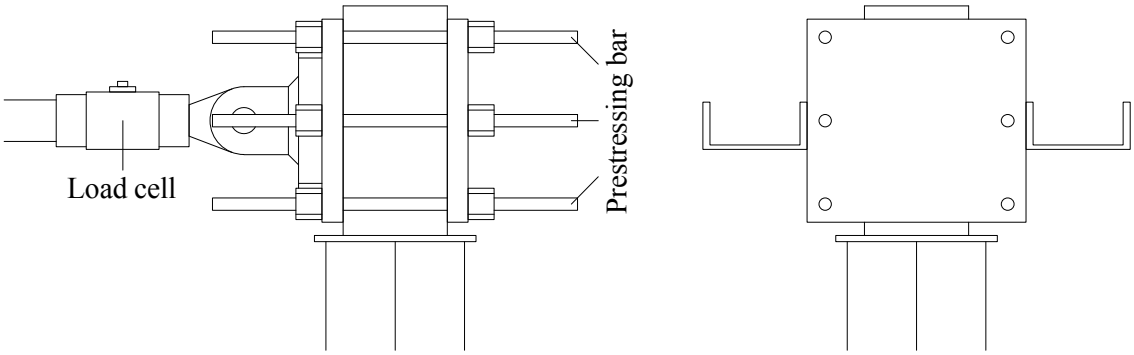


Fig. 4.14　Schematic arrangement for loading in bending shear test

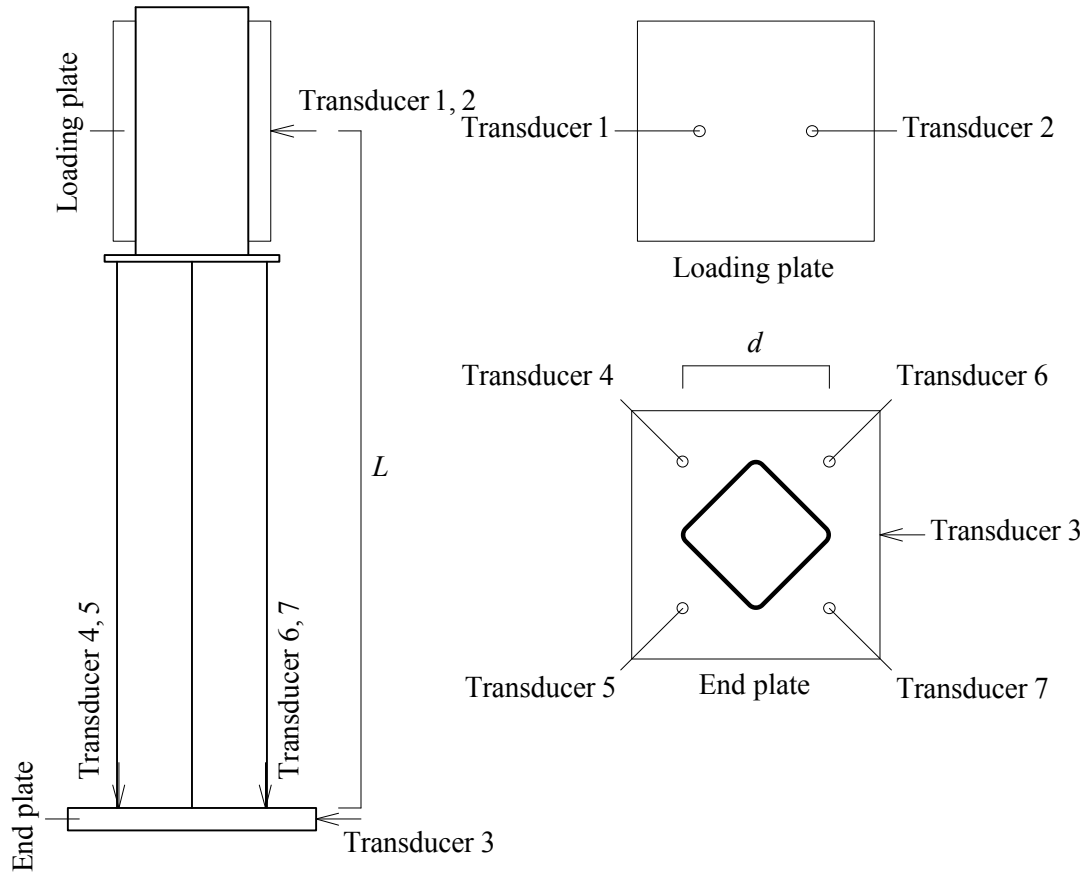


Fig. 4.15　Schematic arrangement for displacement transducer in bending shear test

$$\delta = \frac{\delta_1 + \delta_2}{2} - \delta_3 - \frac{\left(\delta_4 + \delta_5\right)/2 - \left(\delta_6 + \delta_7\right)/2}{d} L \tag{4.6}$$

ここに，δ_i は変位計 i によって測定した変位量，d はエンドプレートの変位計距離，L はせん断スパンである．

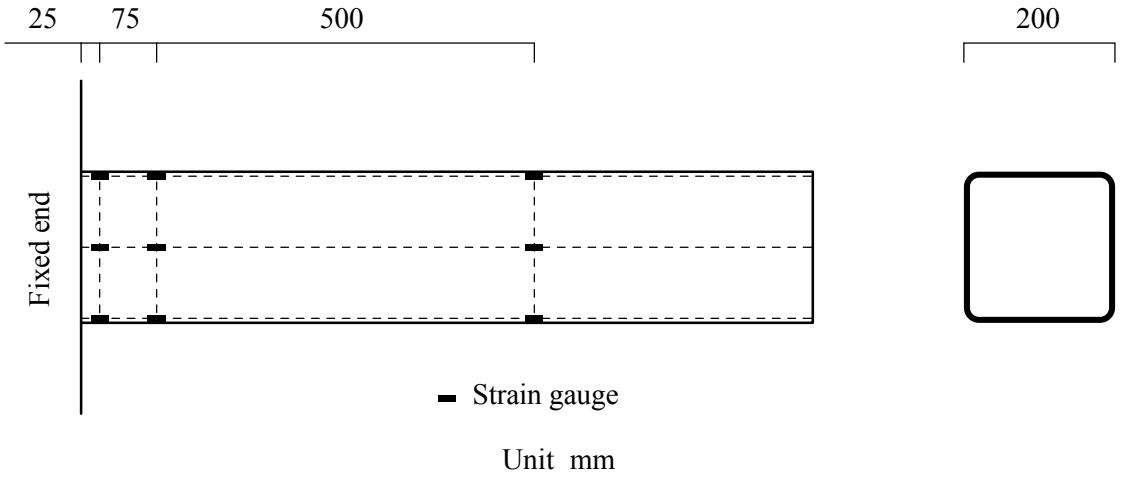


Fig. 4.16　Schematic arrangement for strain gauge in bending shear test

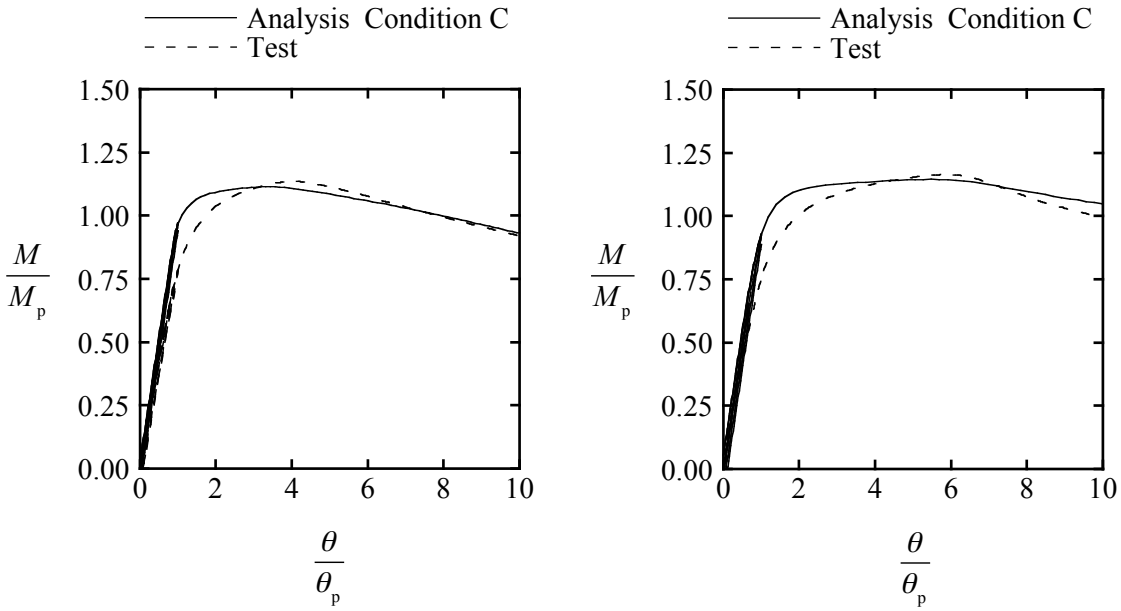
図 4.16 にひずみゲージの貼付位置を示す．曲げ応力分布が異なる二枚の板要素を対象として，平板部中央と角部の外面に一軸ひずみゲージを貼付している．これらのひずみゲージを用いて，弾性域で加力を行い，曲げ応力度の理論値と実験値の対応が良いことを確認している．

載荷履歴は単調載荷である．降伏モーメント相当部材角 θ_{y} と全塑性モーメント相当部材角 θ_{p} で正負に 3 回ずつ加力した後に，一方向に加力した．降伏モーメント相当部材角と全塑性モーメント相当部材角は，正方形中空断面部材の曲げ変形とせん断変形を考慮して，それぞれ式(4.7), (4.8)によって計算している．

$$\theta_{\mathrm{y}} = \left(\frac{L}{3EI} + \frac{1}{GA_{\mathrm{w}}L} \right) M_{\mathrm{y}} \tag{4.7}$$

$$\theta_{\mathrm{p}} = \left(\frac{L}{3EI} + \frac{1}{GA_{\mathrm{w}}L} \right) M_{\mathrm{p}} \tag{4.8}$$

ここに，E はヤング係数，G はせん断弾性係数，I は断面二次モーメント，A_{w} はウェブ相当断面積，L はせん断スパン，M_{y} は降伏モーメント，M_{p} は全塑性モーメントである．ヤング係数については，表 4.3 に示す非溶接平板部のヤング係数を使用している．せん断弾性係数については，ヤング係数とポアソン比（$\nu = 0.3$）を用いて計算している．断面二次モーメントについては，角部曲率半径を考慮して計算している．ウェブ相当断面積については，断面積の半分と仮定している．なお，本実験のように，せん断スパンが全幅よりも十分に大きい場合には，変形に及ぼす曲げの影響が大きく，変形に及ぼすせん断の影響



$M_p = 1.81 \times 10^8$ Nmm　$\theta_p = 9.96 \times 10^{-3}$

(a)　Angle of applied force 0 deg.

$M_p = 1.72 \times 10^8$ Nmm　$\theta_p = 9.49 \times 10^{-3}$

(b)　Angle of applied force 45 deg.

Cold roll formed　BCR295　$200 \times 200 \times 8$　Shear span ratio 6

Fig. 4.17　Comparison of bending shear analysis and bending shear test

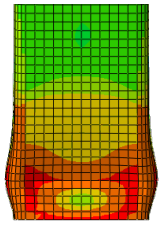
は小さい．降伏モーメントと全塑性モーメントについては，角部曲率半径と加力角度を考慮し，表 4.3 に示す非溶接平板部の降伏応力度を全断面に用いて計算している．

4.5　大変形挙動に及ぼす初期不整の影響

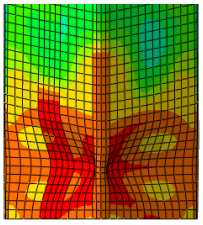
本節では，正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす初期不整の影響を有限要素法解析によって検討する．軸圧縮の荷重条件で得られた初期不整の影響に関する知見が曲げせん断の荷重条件でも有用かを調べる. なお, 本節では最大耐力と塑性変形能力をともに扱う．

ここで，曲げモーメントと部材角について記述する．曲げせん断解析と曲げせん断実験によって得られた基準化曲げモーメント M/M_p と基準化部材角 θ/θ_p との関係において，曲げモーメント M は固定端における曲げモーメントであり, 部材角 θ は加力点における変位をせん断スパンで除して算出している．

まず，本解析の妥当性を調べるために，図 4.17 に曲げせん断解析と曲げせん断実験によって得られた基準化曲げモーメント M/M_p と基準化部材角 θ/θ_p との関係を示す．図には，解析と実験との別および表 4.1 に示す解析条件を示している．図の解析では，載荷履歴と部材断面の溶接位置を実験に合わせている．図から，解析結果と実験結果の対応は良く，



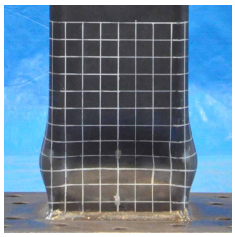
(a)　Angle of applied force 0 deg.



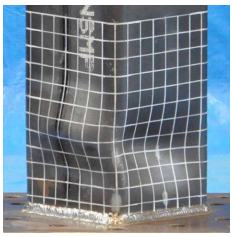
(b)　Angle of applied force 45 deg.

Cold roll formed　BCR295　200×200×8　Shear span ratio 6　Condition C

Fig. 4.18　Deformed configuration in monotonic bending shear analysis



(a)　Angle of applied force 0 deg.



(b)　Angle of applied force 45 deg.

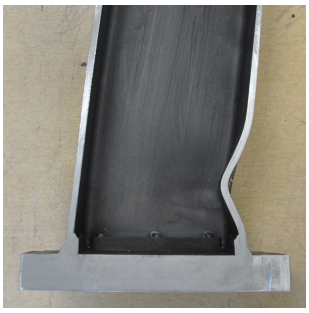
Cold roll formed　BCR295　200×200×8　Shear span ratio 6

Photo 4.2　Deformed configuration in monotonic bending shear test

本解析の方法と結果は妥当である．図 4.18 に曲げせん断解析によって得られた最終変形形状を示す．図において，正方形中空断面部材の固定端の近くに局部座屈が生じている．加力角度が 0 度の場合には，フランジの板要素が断面の内側に変形している．加力角度が 45 度の場合には，圧縮を受ける板要素が断面の内側に変形しているが，角部はほとんど変形していない．写真 4.2 に曲げせん断実験によって得られた最終変形形状を示す．写真において，正方形中空断面部材の固定端の近くに局部座屈が生じている．加力角度が 0 度の場合には，フランジの板要素が断面の内側に変形している．加力角度が 45 度の場合には，圧縮を受ける板要素の片方が断面の内側に他方が断面の外側に変形しており，角部はほとんど変形していない．これらの変形形状は 2 章の弾性局部座屈解析における変形形状と類似している．以上のように，解析と実験によって得られた局部座屈形状もおおむね良く対応していると考える．写真 4.3 に曲げせん断実験によって得られた最終変形形状の断面を示す．加力角度が 0 度の試験体の最終変形形状を示している．

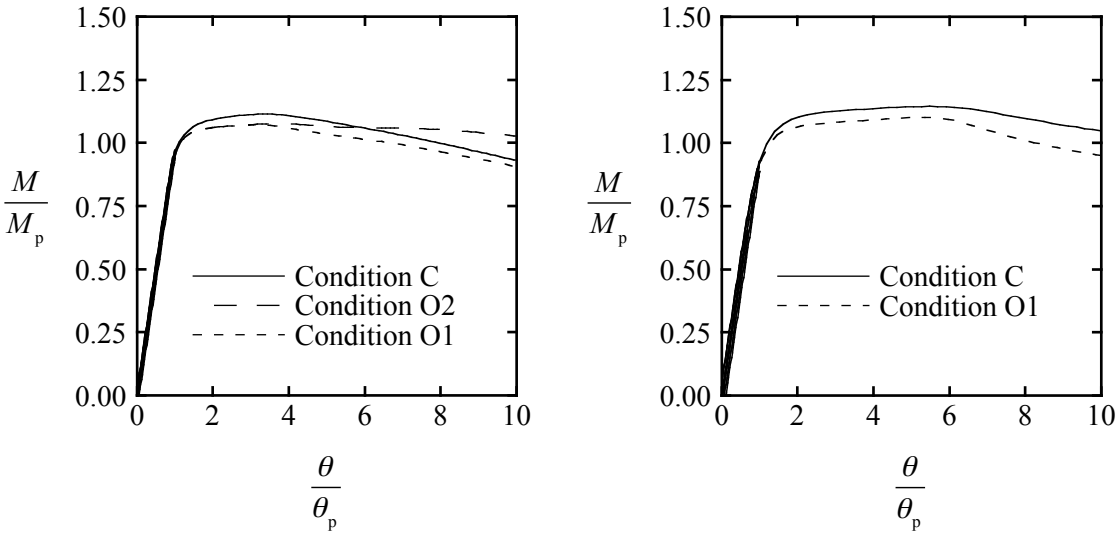
4.5.1　初期不整の複合的影響

初期不整の複合的な影響を調べるために，図 4.19 に試験結果に基づく断面各部の材料特



Cold roll formed　BCR295　200×200×8　Shear span ratio 6　Angle of applied force 0 deg.

Photo 4.3　Section of deformed configuration in monotonic bending shear test

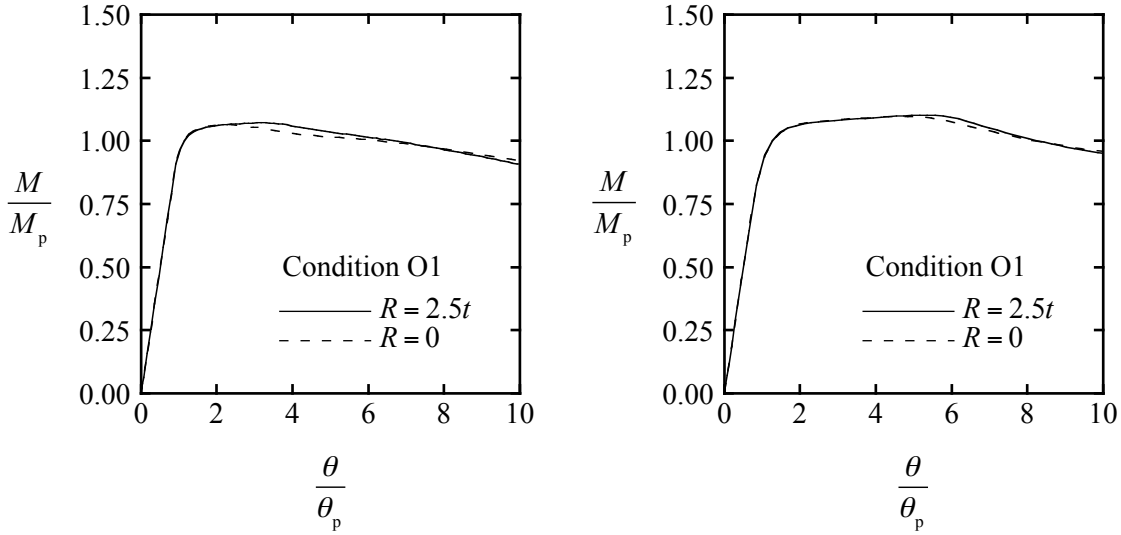


(a)　Angle of applied force 0 deg.　　(b)　Angle of applied force 45 deg.

Cold roll formed　BCR295　200×200×8　Shear span ratio 6

Fig. 4.19　Combined effect of initial imperfection on large deformation behavior

性と残留応力と板要素の元たわみを与えた基準化曲げモーメント M/M_{p} と基準化部材角 $\theta/\theta_{\mathrm{p}}$ との関係を示す．条件 C が試験結果に基づく初期不整を与えた解析である．条件 O1 は元たわみの形状を座屈モード A によって与えた解析であり，条件 O2 は元たわみの形状を座屈モード B によって与えた解析である．条件 O1 と条件 O2 の解析において元たわみの量を小さくしている．図から，形状が座屈モード A で量が全幅の $1/2000$ の元たわみを与えた場合（条件 O1）の塑性変形能力は，試験結果に基づく初期不整を与えた場合（条件 C）の塑性変形能力と大きく変わらない．元たわみを座屈モードで与えることによって，曲げせん断の荷重条件でも，各種の初期不整を有する正方形中空断面部材に対して最大耐力と



(a) Angle of applied force 0 deg. (b) Angle of applied force 45 deg.

Material A 200×200×8 Shear span ratio 6

Fig. 4.20 Effect of curvature radius at corner on large deformation behavior

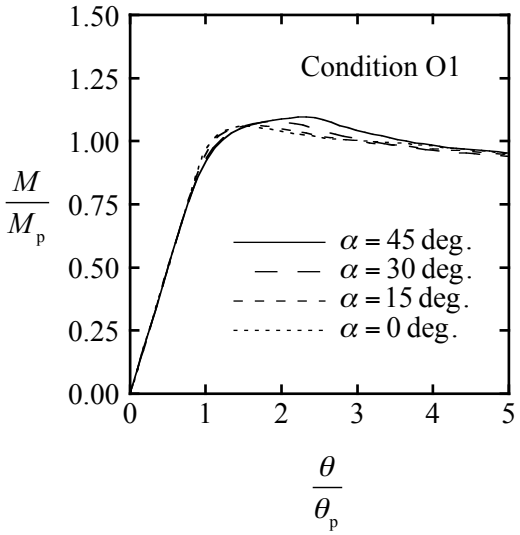
塑性変形能力を妥当あるいは安全側に解析できる．ただし，加力角度が 0 度の場合，条件 O1 と条件 C の最終変形形状はフランジである板要素が断面の内側に変形する局部座屈であったが，条件 O2 の最終変形形状はフランジである板要素が断面の外側に変形する局部座屈であった．このような局部座屈形状の違いによって，最大耐力以後の劣化勾配が異なっている．

4.5.2 角部曲率半径の影響

角部曲率半径の影響を調べるために, 図 4.20 に角部外側曲率半径 R をパラメータにとった基準化曲げモーメント M/M_{p} と基準化部材角 $\theta/\theta_{\mathrm{p}}$ との関係を示す. 表 4.3 に示す材料 A の材料データを用いて表 4.1 に示す条件 O1 の解析を行っている．図から，曲げせん断の荷重条件でも，正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす角部曲率半径の影響は小さい．角部曲率半径を 0 として妥当な最大耐力と塑性変形能力が得られる．したがって，角部曲率半径を考慮する必要はなく，正方形中空断面部材の幅を全幅で考えることは妥当である．

4.6 大変形挙動に及ぼす荷重条件の影響

本節では，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす荷重条件の影響を検討する．荷重条件である加力角度とせん断スパン比の影響を調べる．なお，本節では最大耐力と塑性変形能力をともに扱う．



Material F　300×300×9　Shear span ratio 6

Fig. 4.21　Effect of angle of applied force on large deformation behavior

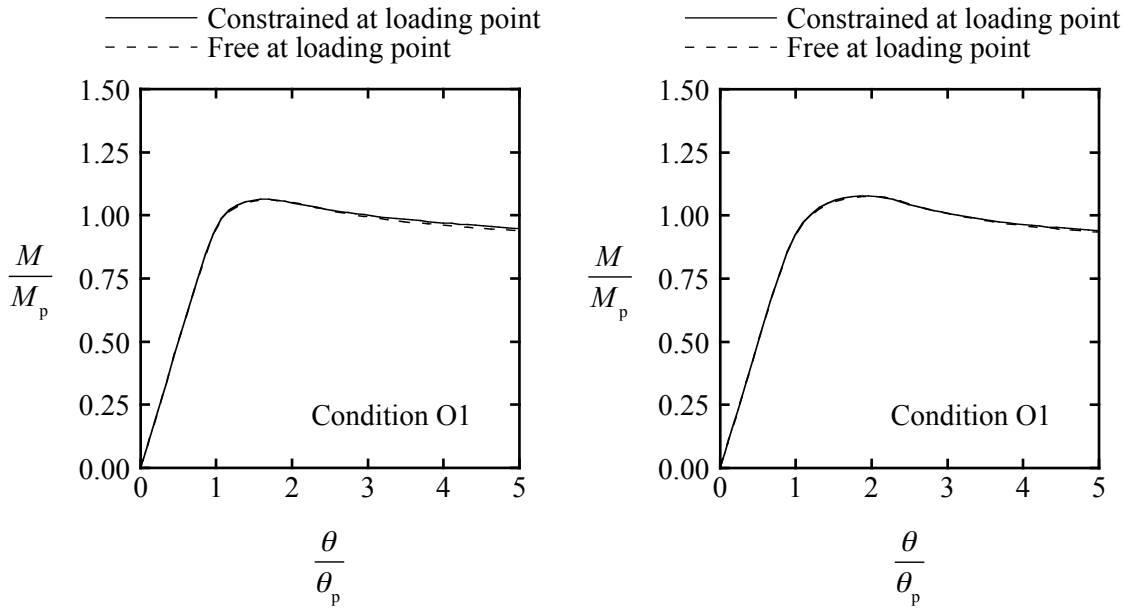
本節の大変形解析における初期不整の入力方法については, 4.5 節で得られた知見を踏まえて決定する．元たわみを座屈モードで与えることによって，曲げせん断力を受ける場合においても，各種の初期不整を有する正方形中空断面部材に対して最大耐力と塑性変形能力を妥当あるいは安全側に解析できるため，条件 O1 の解析を行う．また，角部曲率半径の影響は小さいため，角部曲率半径を 0 として解析を行う．

なお，基準化曲げモーメント M/M_{p} と基準化部材角 $\theta/\theta_{\mathrm{p}}$ との関係における曲げモーメントと部材角については，4.5 節において記述している．

4.6.1　加力角度の影響

加力角度の影響を調べるために, 図 4.21 に加力角度 α をパラメータにとった基準化曲げモーメント M/M_{p} と基準化部材角 $\theta/\theta_{\mathrm{p}}$ との関係を示す. 表 4.3 に示す材料 F の材料データを用いて表 4.1 に示す条件 O1 の解析を行っている．図から，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の最大耐力は加力角度 α が 45 度に近づくと大きくなるが，その最大耐力の変化は大きくはない．また，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の塑性変形能力は加力角度 α が 45 度に近づくと大きくなる．これは，4.2 節で示したように，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の局部座屈耐力は加力角度が 45 度に近づくと大きくなることによる．

ここで，正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす加力方向と加力点の境界条件の影響



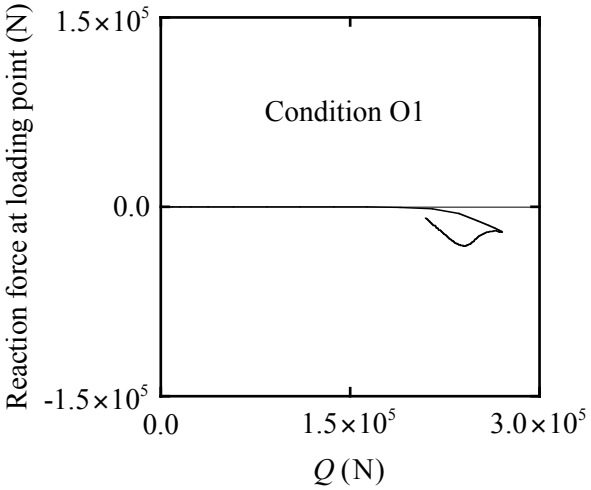
(a) Angle of applied force 15 deg. (b) Angle of applied force 30 deg.

Material F $300\times300\times9$ Shear span ratio 6

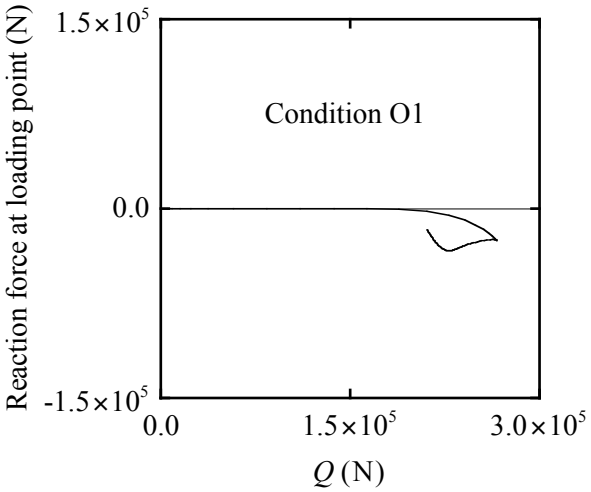
Fig. 4.22 Effect of boundary condition at loading point on large deformation behavior

を検討する．加力点の境界条件の影響を調べるために，図 4.22 に加力点の境界条件をパラメータにとった基準化曲げモーメント M/M_{p} と基準化部材角 $\theta/\theta_{\mathrm{p}}$ との関係を示す．図には，加力角度 α が 15 度と 30 度の基準化曲げモーメントと基準化部材角との関係を示している．実線で表している解析の境界条件については，図 4.6 に示しており，加力点において横方向の変位と回転を拘束している．破線で表している解析の境界条件については，加力点における全ての自由度を拘束していない．なお，表 4.3 に示す材料 F の材料データを用いて表 4.1 に示す条件 O1 の解析を行っている．図から，断面形状が $300\times300\times9$ の場合，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす加力点の境界条件の影響は小さい．ただし，正方形中空断面部材が加力角度が 15 度や 30 度の曲げせん断力を受ける場合，降伏が生じると加力方向と変形方向は一致しない．図 4.23 に加力点における反力とせん断力との関係を示す．図には加力角度 α が 15 度と 30 度の加力点における反力とせん断力との関係を示している．図の解析条件は図 4.22 の実線で表している解析条件と同様であり，加力点において横方向の変位と回転を拘束している．図から，加力点における反力は大きくはないものの，加力方向に直交する反力が生じている．

最大耐力に及ぼす加力角度の影響を調べるために，図 4.24 に曲げせん断実験によって得



(a)　Angle of applied force 15 deg.



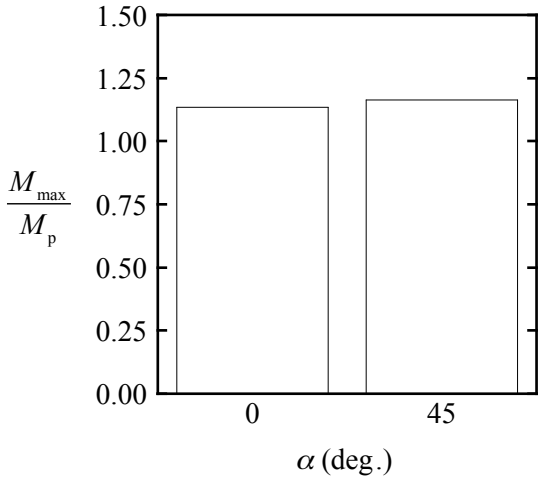
(b)　Angle of applied force 30 deg.

Material F　300×300×9　Shear span ratio 6

Fig. 4.23　Relation between reaction force and shear force

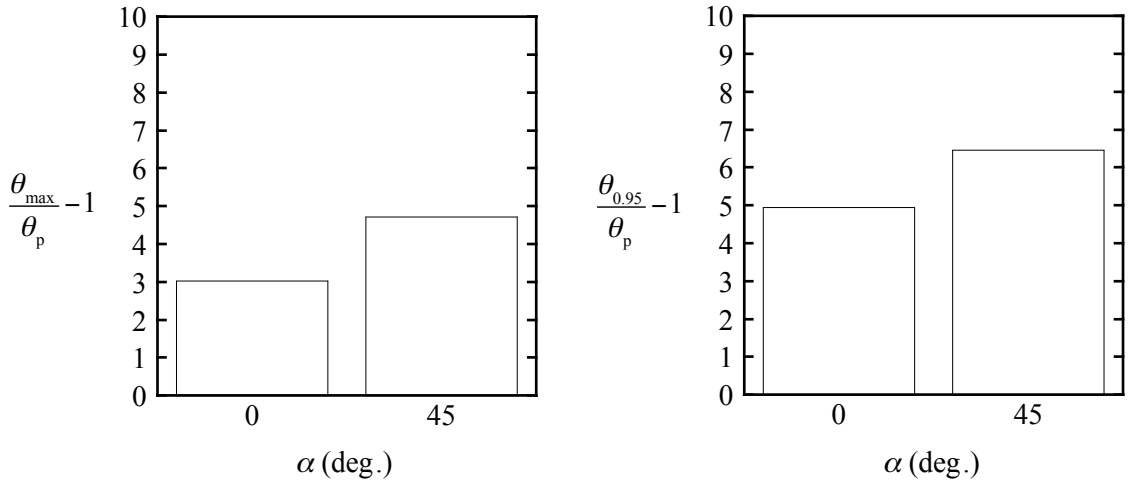
られた耐力上昇率 $M_{\max}/M_{\mathrm{p}}$ と加力角度 α との関係を示す．耐力上昇率は最大曲げモーメントを全塑性モーメントで除して算出している．図から，加力角度が 45 度の耐力上昇率は加力角度が 0 度の耐力上昇率よりも大きくなっているが，弾塑性局部座屈が生じる場合，耐力上昇率に及ぼす加力角度の影響は大きくない．

塑性変形能力に及ぼす加力角度の影響を調べるために，図 4.25 に曲げせん断実験によっ



Cold roll formed　BCR295　200×200×8　Shear span ratio 6

Fig. 4.24　Ultimate strength and angle of applied force under monotonic loading

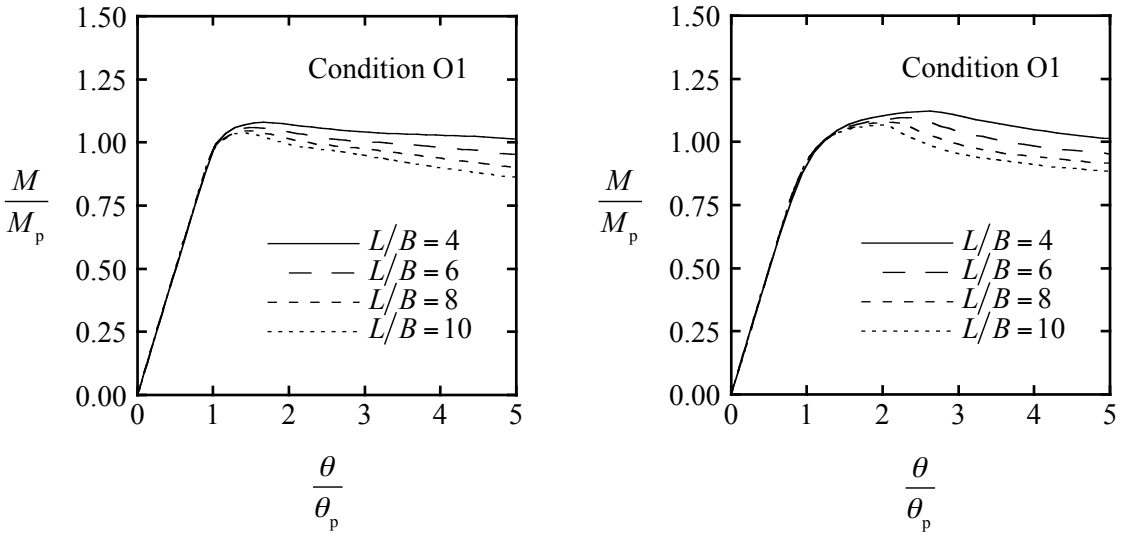


(a)　Point of ultimate strength　　(b)　Point of 95 percent of ultimate strength

Cold roll formed　BCR295　200×200×8　Shear span ratio 6

Fig. 4.25　Plastic deformation capacity and angle of applied force under monotonic loading

て得られた塑性変形倍率θ_{max}/θ_p-1あるいは$\theta_{0.95}/\theta_p-1$と加力角度αとの関係を示す．塑性変形倍率は最大耐力時と最大耐力以後の塑性変形を考慮した最大耐力の95%耐力時で算出している．ただし，最大耐力の95%耐力が降伏耐力よりも小さい場合には，最大耐力以後の塑性変形を考慮した塑性変形倍率を降伏耐力時で算出している．図から，塑性変形倍率の種類によらず,加力角度が45度の塑性変形倍率は加力角度が0度の塑性変形倍率よりも大きい.



(a) Angle of applied force 0 deg. (b) Angle of applied force 45 deg.

Material F $300\times300\times9$

Fig. 4.26 Effect of shear span ratio on large deformation behavior

以上より，曲げせん断力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は加力角度αが 45 度に近づくと大きくなる．その最大耐力と塑性変形能力に及ぼす加力角度の影響は弾性局部座屈耐力によって予測できる．

4.6.2 せん断スパン比の影響

せん断スパン比の影響を調べるために, 図 4.26 にせん断スパン比L/Bをパラメータにとった基準化曲げモーメントM/M_{p}と基準化部材角$\theta/\theta_{\mathrm{p}}$との関係を示す. 表 4.3 に示す材料 F の材料データを用いて表 4.1 に示す条件 O1 の解析を行っている．図から，曲げせん断力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は，加力角度によらず，せん断スパン比が小さくなると大きくなる．これは，4.2 節で示したように，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の局部座屈耐力はせん断スパン比が小さくなると大きくなることによる．曲げせん断力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に及ぼすせん断スパン比の影響は，弾性局部座屈耐力によって予測できる．

4.7 基準化幅厚比による最大耐力と塑性変形能力の評価

本節では，曲げせん断力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解析と実験によって検討する．その最大耐力と塑性変形能力を弾性局部座屈耐力による基準化幅厚比を用いて部材形状や荷重条件などに応じた形で評価する．

本節では，4.3 節の有限要素法大変形解析を行う．解析モデルの断面形状については，全幅 B を 300 mm として板厚 t を 4.5–16 mm と変化させる．これによって，破断ではなく局部座屈が問題になるような幅厚比の上限から下限の範囲を検討できると考える．また，せん断スパン比 L/B を 6 とする．材料特性については，表 4.3 に示す 6 種類の材料データを用いて検討する．初期不整の入力方法については，4.5 節で得られた知見を踏まえて決定する．元たわみを座屈モードで与えることによって，各種の初期不整を有する正方形中空断面部材に対して最大耐力と塑性変形能力を妥当あるいは安全側に解析できるため，条件 O1 の解析を行う．また，条件 O1 の解析において，元たわみの最大絶対値を平板部分の凹凸の寸法許容差 [1),46)] の $1/10$ である全幅の $1/2000$ としており，これによって各種の初期不整を有する場合に対して妥当あるいは安全側の最大耐力と塑性変形能力が得られている．このため，元たわみの量を全幅の $1/2000$ とする．角部形状については，正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす角部曲率半径の影響は小さい．角部曲率半径を 0 として妥当な最大耐力と塑性変形能力が得られるため，角部曲率半径を 0 とする．

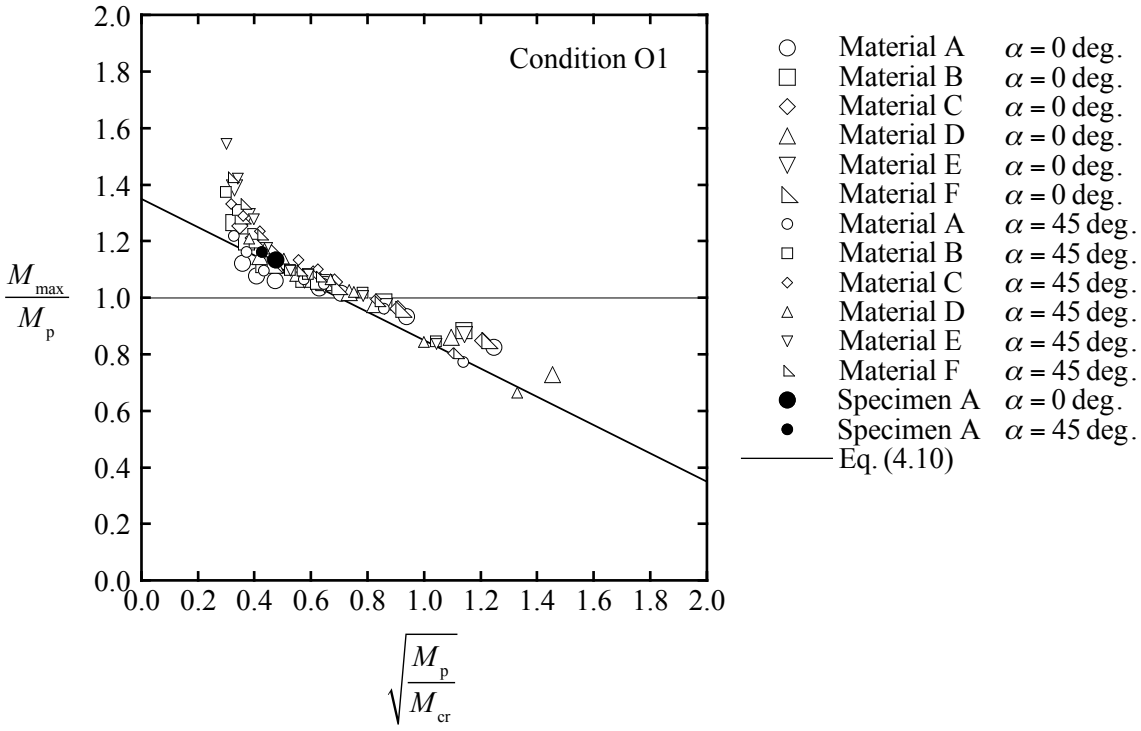
なお，正方形中空断面部材の最大耐力および塑性変形能力と現在までに用いられている軸圧縮力を受ける場合の基準化幅厚比との関係も示す．軸圧縮力を受ける正方形中空断面部材の基準化幅厚比は，4.2 節と同様の方法により，弾性局部座屈耐力の近似式である座屈係数の 4 を用いて式(4.9)によって表される．

$$\sqrt{\frac{P_{\mathrm{y}}}{P_{\mathrm{cr}}}} = \sqrt{\frac{\sigma_{\mathrm{y}}}{4.0\dfrac{\pi^2 E}{12\left(1-\nu^2\right)}\dfrac{1}{\left(B/t\right)^2}}} \tag{4.9}$$

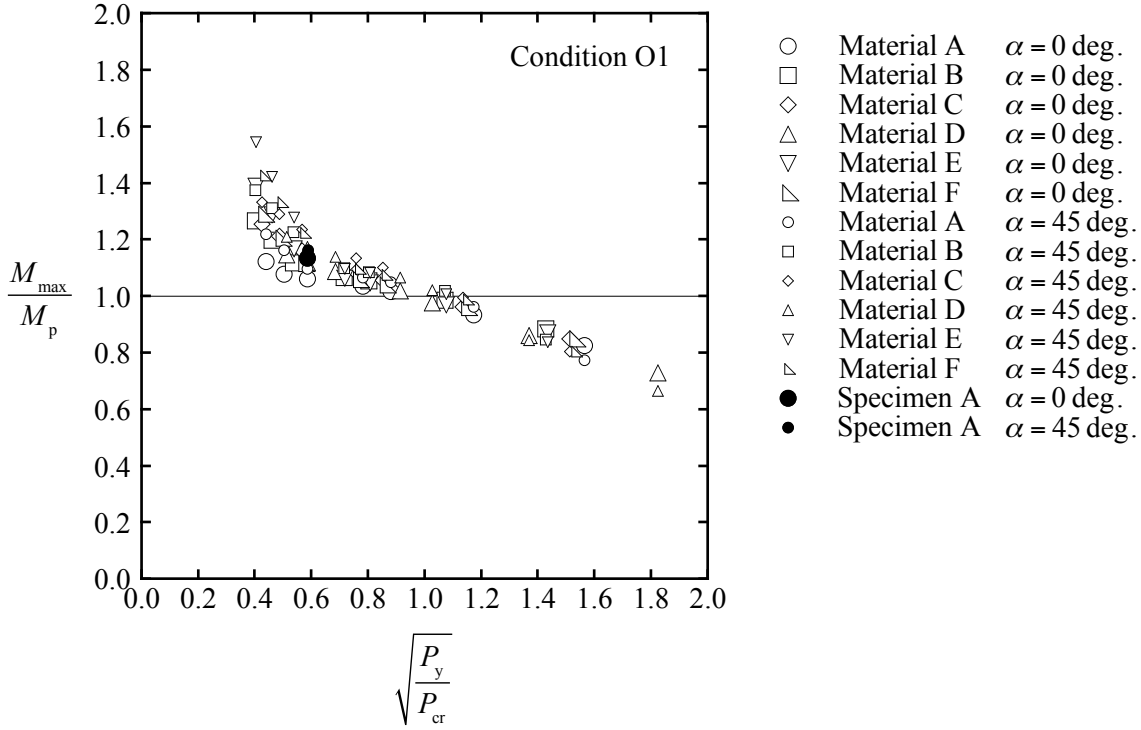
ここに，P_{cr} は弾性局部座屈軸力，P_{y} は降伏軸力，E はヤング係数，ν はポアソン比（$\nu = 0.3$），σ_{y} は降伏応力，B は全幅，t は板厚である．

4.7.1 最大耐力

曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の最大耐力を調べるために，図 4.27 に耐力上昇率 $M_{\max}/M_{\mathrm{p}}$ と基準化幅厚比 $\sqrt{M_{\mathrm{p}}/M_{\mathrm{cr}}}$ あるいは $\sqrt{P_{\mathrm{y}}/P_{\mathrm{cr}}}$ との関係を示す．耐力上昇率は最大曲げモーメントを全塑性モーメントで除して算出している．図 4.27(a)の曲げせん断力を受ける場合の基準化幅厚比は式(4.2)によって算出しており，図 4.27(b)の軸圧縮力を受ける場合の基準化幅厚比は式(4.9)によって算出している．図の白プロットは解析結果であり，黒プロットは実験結果である．図には，表 4.3 に示す材料名と表 4.2 に示す試験体名を示している．また，図では加力角度 α をパラメータにとっている．図から，耐力上昇率



(a) Normalized width–thickness ratio under bending shear force



(b) Normalized width–thickness ratio under axial compressive force

Fig. 4.27 Ultimate strength under monotonic bending shear force

M_{max}/M_p と基準化幅厚比 $\sqrt{M_p/M_{cr}}$ との関係は，基準化幅厚比が極めて小さい範囲を除けば，パラメータである材料特性と加力角度の影響を大きくは受けていない．また，縦軸の耐力上昇率が 1.0 になるのは，横軸における弾性局部座屈モーメント M_{cr} が全塑性モーメント M_p の 2 倍程度の場合すなわち横軸の基準化幅厚比が 0.7 程度の場合である．このことを踏まえ，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の耐力上昇率を基準化幅厚比を用いて式(4.10)によって評価する．なお，アメリカ鋼構造協会（AISC）の板要素の応力度が降伏応力度に達するまで局部座屈を生じさせないための幅厚比制限値も，弾性局部座屈応力度で除した降伏応力度の平方根が 0.7 の式によって定められている [51]．

$$\frac{M_{max}}{M_p} = -0.5\left(\sqrt{\frac{M_p}{M_{cr}}} - 0.7\right) + 1.0 \tag{4.10}$$

ここに，M_{max} は最大曲げモーメント，M_p は全塑性モーメント，M_{cr} は弾性局部座屈モーメントである．図には，耐力上昇率の評価式である式(4.10)を実線で表している．図から，式(4.10)によって耐力上昇率をおおむね安全側に評価できている．なお，耐力上昇率 M_{max}/M_p と基準化幅厚比 $\sqrt{P_y/P_{cr}}$ との関係も，基準化幅厚比が極めて小さい範囲を除けば，パラメータである材料特性と加力角度の影響を大きくは受けていない．

軸圧縮力を受ける正方形中空断面部材の最大耐力と弾性局部座屈耐力による基準化幅厚比との関係を調べるために，図 4.28 に耐力上昇率 P_{max}/P_y と基準化幅厚比 $\sqrt{P_y/P_{cr}}$ との関係を示す．耐力上昇率は最大軸力を降伏軸力で除して算出している．基準化幅厚比は式(4.9)によって算出している．図のプロットは 3 章で得られている．白プロットは解析結果であり，黒プロットは実験結果である．図には，表 4.3 に示す材料名と表 4.2 に示す試験体名を示している．ここで，軸圧縮力を受ける正方形中空断面部材の耐力上昇率の評価式は式(4.11)によって表される．軸圧縮力を受ける場合の式(4.11)は曲げせん断力を受ける場合の式(4.10)に相当している．

$$\frac{P_{max}}{P_y} = -0.5\left(\sqrt{\frac{P_y}{P_{cr}}} - 0.7\right) + 1.0 \tag{4.11}$$

ここに，P_{max} は最大軸力，P_y は降伏軸力，P_{cr} は弾性局部座屈軸力である．図には，耐力上昇率の評価式である式(4.11)を実線で表している．図から，式(4.11)によって軸圧縮力を受ける場合も耐力上昇率をおおむね安全側に評価できている．

4.7.2 塑性変形能力

本項では，正方形中空断面部材の塑性変形能力を検討する．塑性変形能力として塑性変

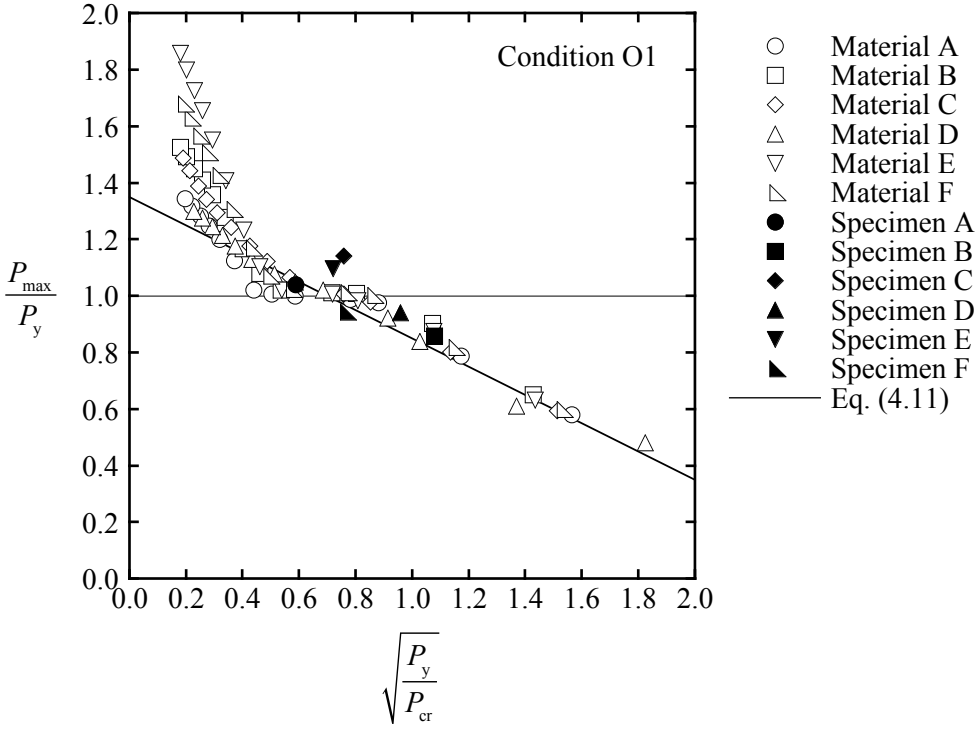
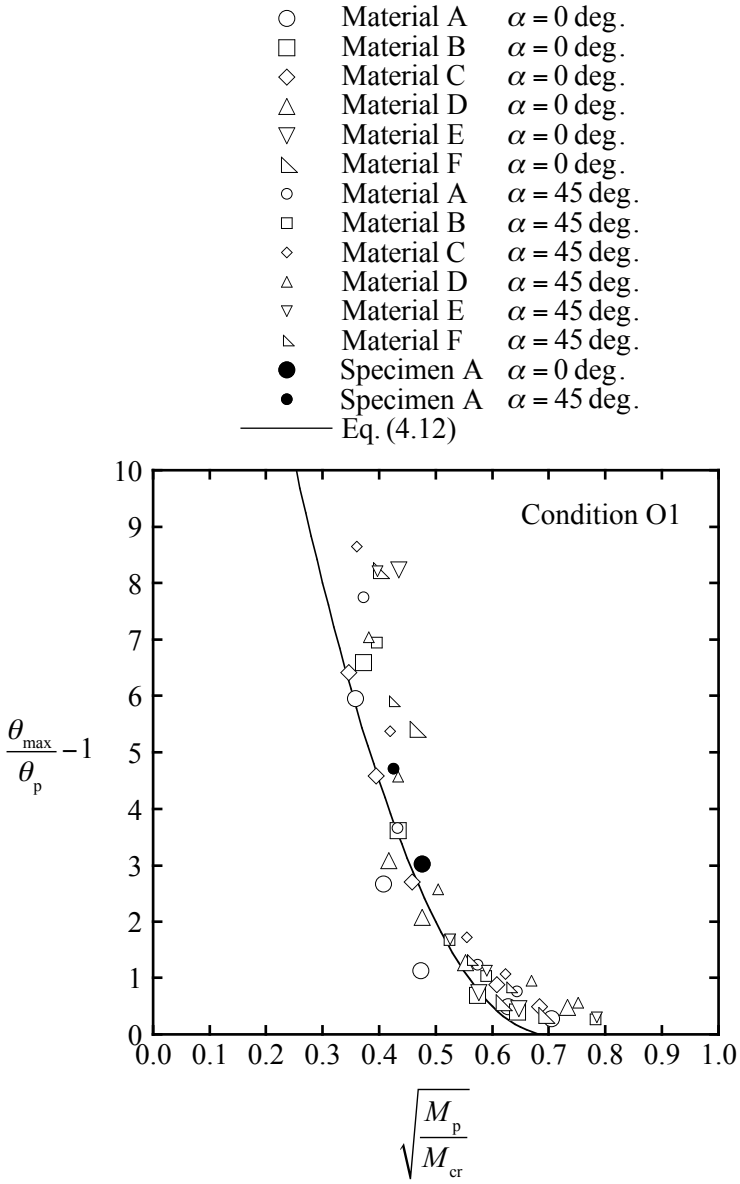


Fig. 4.28　Ultimate strength under axial compressive force

形倍率を示すが，塑性変形倍率は最大耐力時と最大耐力以後の塑性変形を考慮した最大耐力の 95%耐力時で算出している．ただし，最大耐力の 95%耐力が降伏耐力よりも小さい場合には，最大耐力以後の塑性変形を考慮した塑性変形倍率を降伏耐力時で算出している．

曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の塑性変形能力を調べるために，図 4.29 に塑性変形倍率 $\theta_{max}/\theta_p - 1$ あるいは $\theta_{0.95}/\theta_p - 1$ と基準化幅厚比 $\sqrt{M_p/M_{cr}}$ あるいは $\sqrt{P_y/P_{cr}}$ との関係を示す．図 4.29(A)(a)と図 4.29(B)(a)に最大耐力時の塑性変形倍率を示しており，図 4.29(A)(b)と図 4.29(B)(b)に最大耐力の 95%耐力時の塑性変形倍率を示している．塑性変形倍率の計算に必要な全塑性モーメント相当部材角は式(4.8)によって算出している．図 4.29(A)の基準化幅厚比は式(4.2)によって算出しており，図 4.29(B)の基準化幅厚比は式(4.9)によって算出している. 図の白プロットは解析結果であり, 黒プロットは実験結果である．図には，表 4.3 に示す材料名と表 4.2 に示す試験体名を示している．また，図では加力角度 α をパラメータにとっている．図から，塑性変形倍率 $\theta_{max}/\theta_p - 1$ と基準化幅厚比 $\sqrt{M_p/M_{cr}}$ との関係は，塑性変形倍率が 3 以下程度の現実的な範囲であれば，パラメータである材料特性と加力角度の影響を大きくは受けていない．また，縦軸の最大耐力時の塑性変形倍率が 0 になるのは，横軸における弾性局部座屈モーメント M_{cr} が全塑性モーメン

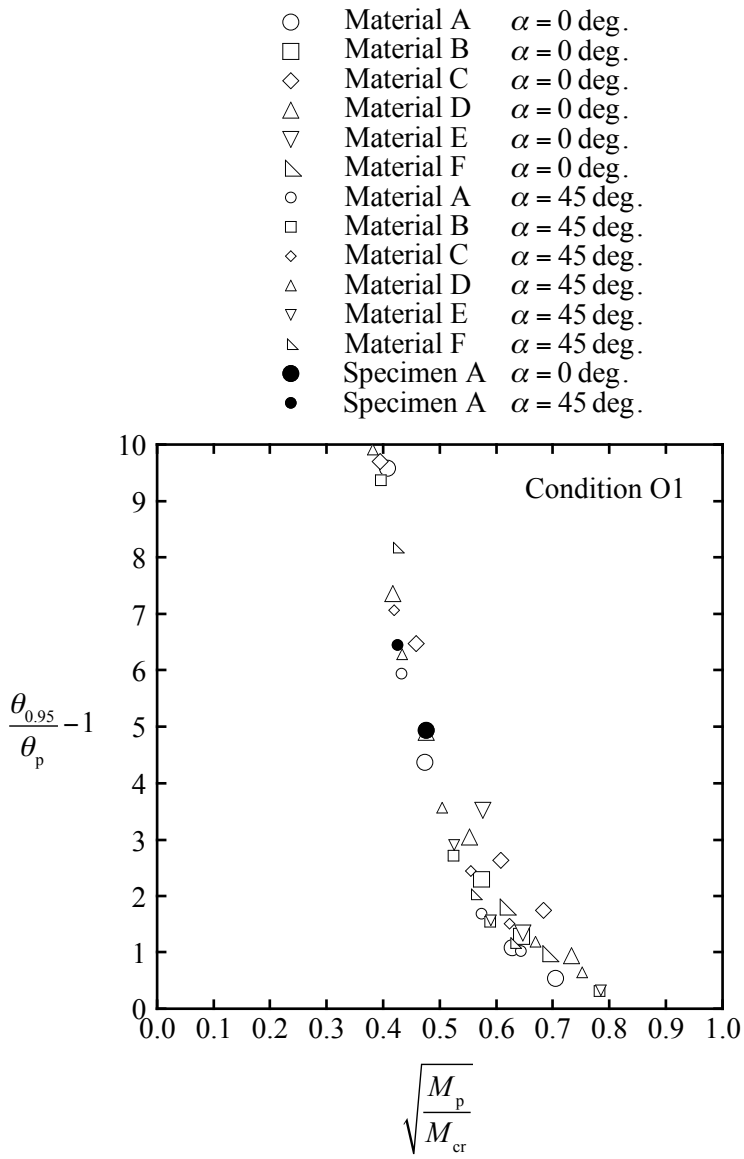


(a) Point of ultimate strength

(A) Normalized width–thickness ratio under bending shear force

Fig. 4.29 Plastic deformation capacity under monotonic bending shear force

ト M_p の 2 倍程度の場合すなわち横軸の基準化幅厚比が 0.7 程度の場合である．このことを踏まえ，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の最大耐力時の塑性変形倍率を基準化幅厚比を用いて式(4.12)によって評価する．



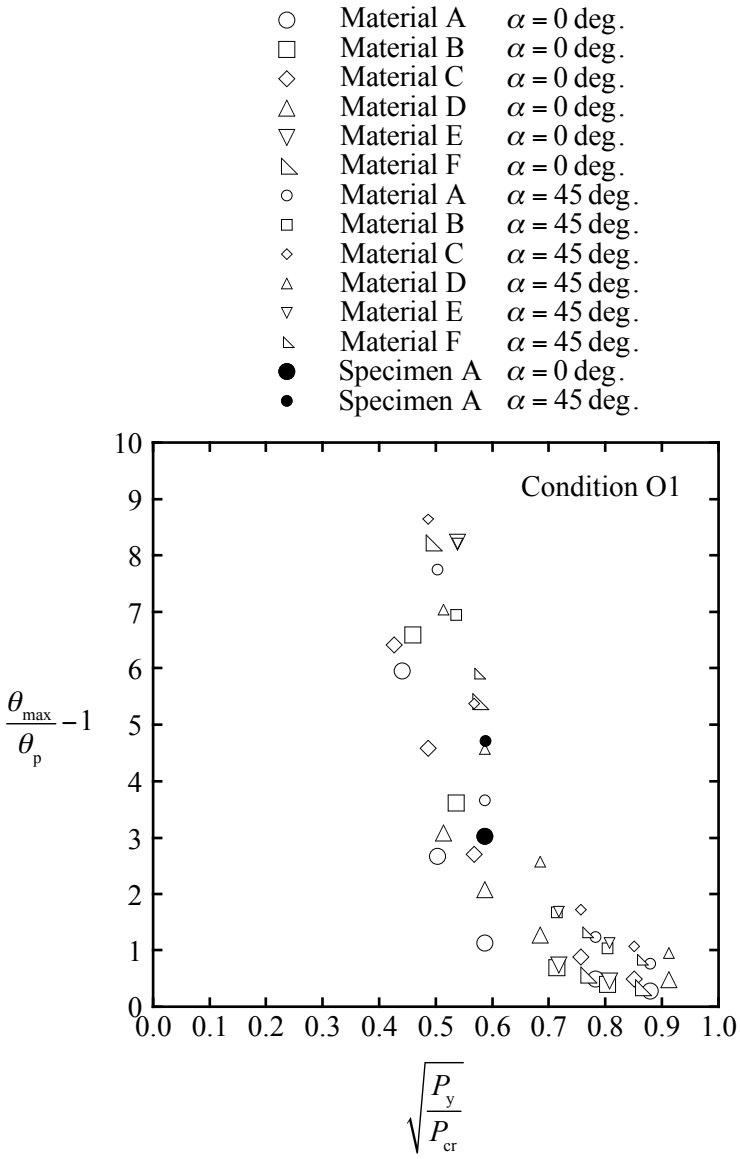
(b) Point of 95 percent of ultimate strength

(A) Normalized width–thickness ratio under bending shear force

Fig. 4.29 Plastic deformation capacity under monotonic bending shear force

$$\frac{\theta_{\max}}{\theta_{\mathrm{p}}} - 1 = 50\left(\sqrt{\frac{M_{\mathrm{p}}}{M_{\mathrm{cr}}}} - 0.7\right)^2 \tag{4.12}$$

ここに，$\theta_{\max}$ は最大耐力時部材角，θ_{p} は全塑性モーメント相当部材角，M_{p} は全塑性モーメント，M_{cr} は弾性局部座屈モーメントである．図には，最大耐力時の塑性変形倍率の評

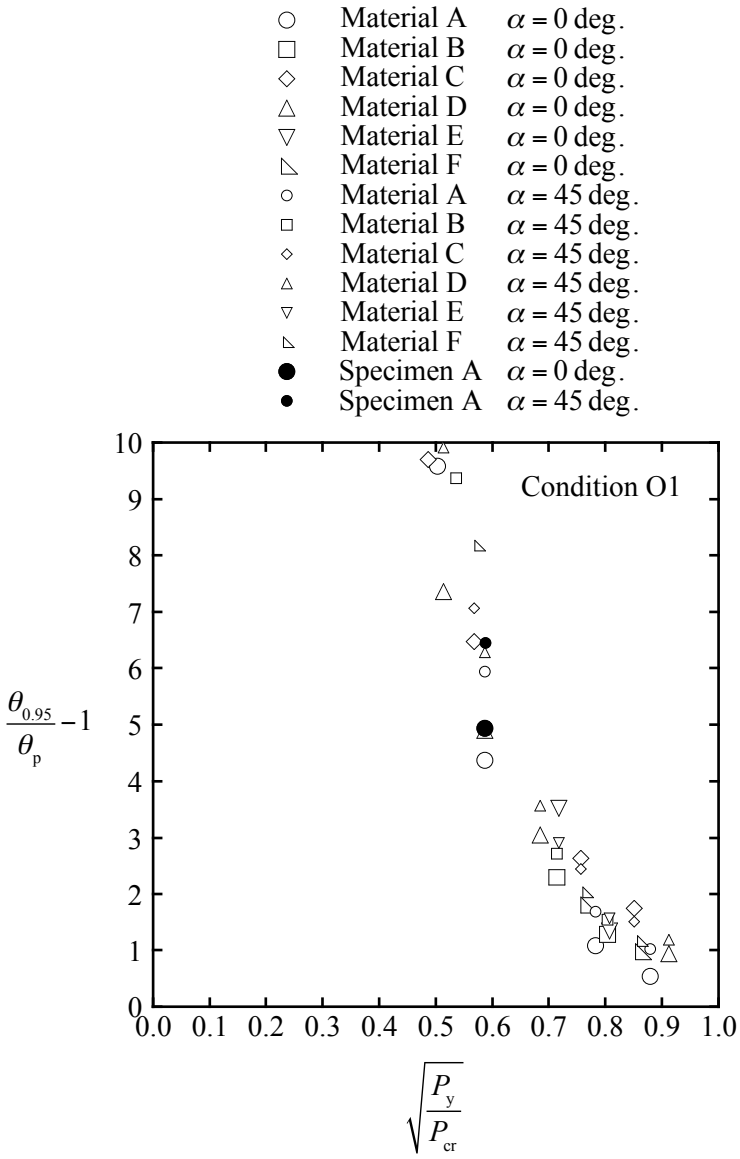


(a) Point of ultimate strength

(B) Normalized width–thickness ratio under axial compressive force

Fig. 4.29 Plastic deformation capacity under monotonic bending shear force

価式である式(4.12)を実線で表している．図から，式(4.12)によって最大耐力時の塑性変形倍率をおおむね安全側に評価できている．また，塑性変形倍率$\theta_{0.95}/\theta_{\mathrm{p}}-1$と基準化幅厚比$\sqrt{M_{\mathrm{p}}/M_{\mathrm{cr}}}$との関係は，塑性変形倍率$\theta_{\max}/\theta_{\mathrm{p}}-1$と基準化幅厚比$\sqrt{M_{\mathrm{p}}/M_{\mathrm{cr}}}$との関係よりもばらつきが小さい．最大耐力の95%耐力時の塑性変形倍率と基準化幅厚比との関係に及ぼす材料特性と加力角度の影響は大きくない．塑性変形能力の評価方法として，最大耐力



(b) Point of 95 percent of ultimate strength

(B) Normalized width–thickness ratio under axial compressive force

Fig. 4.29 Plastic deformation capacity under monotonic bending shear force

以後の塑性変形を考慮する方法も考えられるが，本研究では塑性変形能力を安全で単純に評価することを意図して，最大耐力時の塑性変形能力評価を行っている．なお，塑性変形倍率 $\theta_{max}/\theta_p - 1$ と基準化幅厚比 $\sqrt{P_y/P_{cr}}$ との関係は，塑性変形倍率 $\theta_{max}/\theta_p - 1$ と基準化幅厚比 $\sqrt{M_p/M_{cr}}$ との関係よりもばらつきが大きい．これは，4.6 節で示したように，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の塑性変形能力は幅厚比が等しい場合でも荷重条件の影

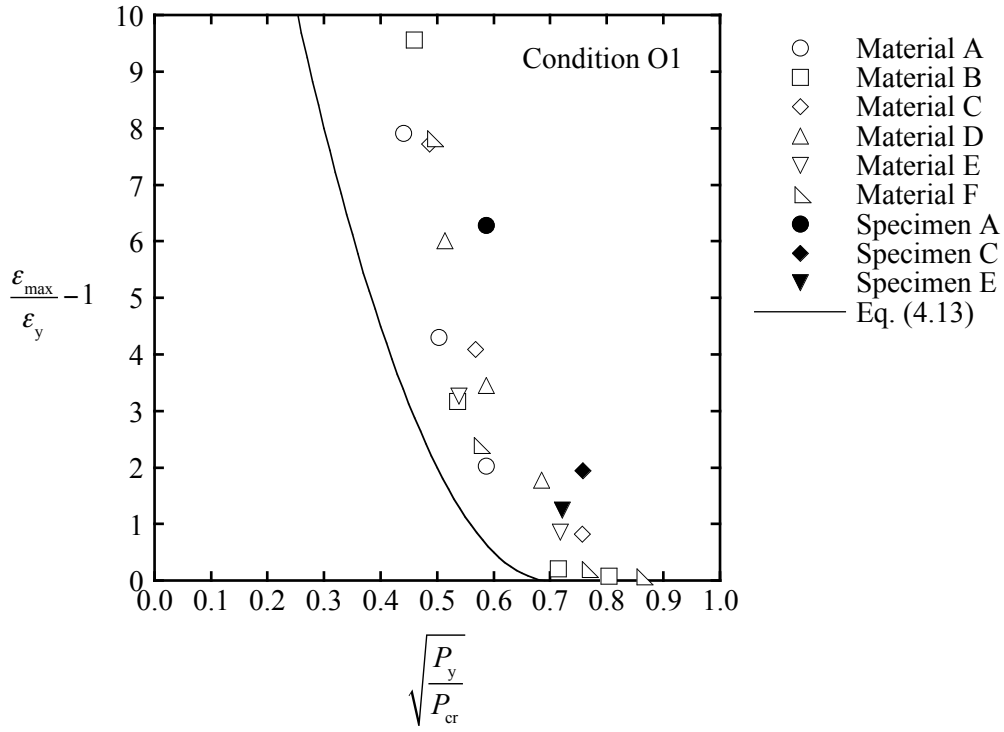
響を受けることによる. 本研究の部材形状や荷重条件などに応じた基準化幅厚比によって, 曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の塑性変形能力を合理的に予測できる.

軸圧縮力を受ける正方形中空断面部材の塑性変形能力と弾性局部座屈耐力による基準化幅厚比との関係を調べるために, 図 4.30 に塑性変形倍率 $\varepsilon_{\max}/\varepsilon_{\mathrm{y}}-1$ あるいは $\varepsilon_{0.95}/\varepsilon_{\mathrm{y}}-1$ と基準化幅厚比 $\sqrt{P_{\mathrm{y}}/P_{\mathrm{cr}}}$ との関係を示す. 図 4.30(a)に最大耐力時の塑性変形倍率を示しており, 図 4.30(b)に最大耐力の 95%耐力時の塑性変形倍率を示している. 塑性変形倍率の計算に必要な降伏ひずみ度は, 非溶接平板部のヤング係数と降伏応力度を用いて算出している. 基準化幅厚比は式(4.9)によって算出している. 図のプロットは 3 章で得られている. 白プロットは解析結果であり, 黒プロットは実験結果である. 図には, 表 4.3 に示す材料名と表 4.2 に示す試験体名を示している. ここで, 軸圧縮力を受ける正方形中空断面部材の最大耐力時の塑性変形倍率の評価式は式(4.13)によって表される. 軸圧縮力を受ける場合の式(4.13)は曲げせん断力を受ける場合の式(4.12)に相当している.

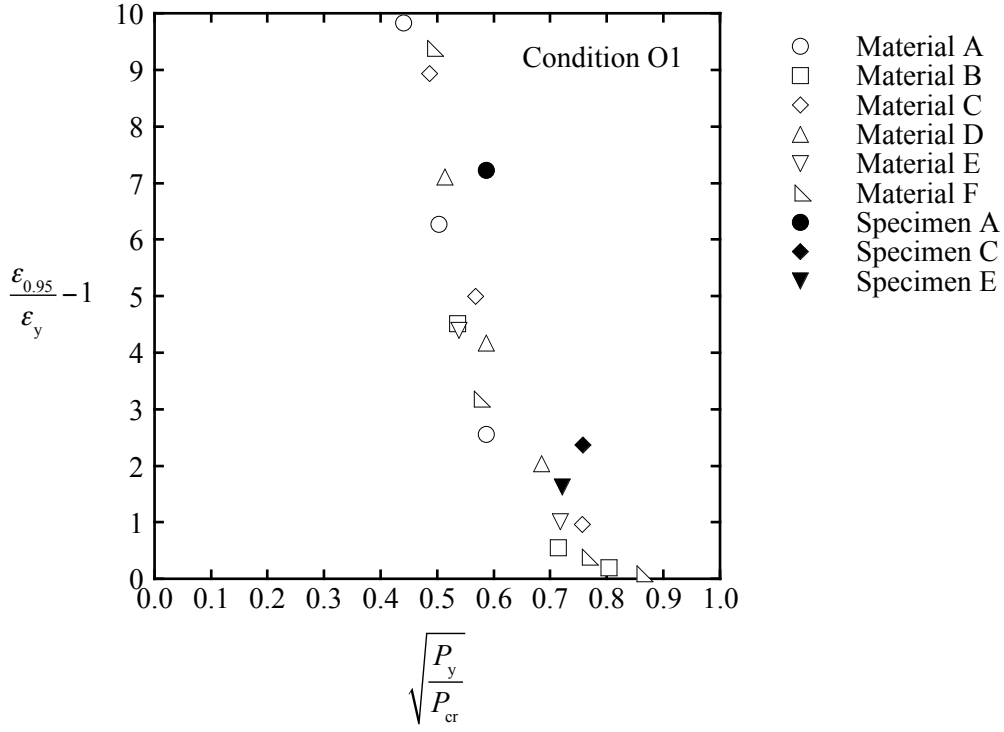
$$\frac{\varepsilon_{\max}}{\varepsilon_{\mathrm{y}}}-1=50\left(\sqrt{\frac{P_{\mathrm{y}}}{P_{\mathrm{cr}}}}-0.7\right)^{2} \tag{4.13}$$

ここに, $\varepsilon_{\max}$ は最大耐力時ひずみ度, ε_{y} は降伏ひずみ度, P_{y} は降伏軸力, P_{cr} は弾性局部座屈軸力である. 図には, 最大耐力時の塑性変形倍率の評価式である式(4.13)を実線で表している. 図から, 式(4.13)によって最大耐力時の塑性変形倍率を安全側に評価できている. ただし, 図 4.29(A)(a)との比較から分かるように, 最大耐力時の塑性変形倍率と基準化幅厚比との関係は, 曲げせん断力を受ける場合と軸圧縮力を受ける場合でばらついている. 一方, 図 4.29(A)(b)との比較から分かるように, 最大耐力の 95%耐力時の塑性変形倍率と基準化幅厚比との関係は, 曲げせん断力を受ける場合と軸圧縮力を受ける場合で大きくはばらついていない. これは, 最大耐力以後の劣化勾配も考慮することによって, 曲げせん断力を受ける場合の塑性変形能力も軸圧縮力を受ける場合の塑性変形能力も弾性局部座屈耐力と全塑性耐力による基準化幅厚比を用いて統一的に評価できることを示している. しかし, 本研究では塑性変形能力を安全で単純に評価することを意図して, 曲げせん断力を受ける場合の最大耐力時の塑性変形倍率の評価式を提案している.

なお, 本節では全幅が 200 あるいは 300 mm と比較的小さな正方形中空断面部材の解析と実験を行い, 最大耐力と塑性変形能力を評価している. しかし, 提案した最大耐力と塑性変形能力の評価式は, 局部座屈性状を検討する上で重要な幅厚比を変数とした解析結果



(a) Point of ultimate strength



(b) Point of 95 percent of ultimate strength

Fig. 4.30 Plastic deformation capacity under axial compressive force

に基づいており，現実的な形状で局部座屈が先行するような幅厚比の正方形中空断面部材に対して有用であると考える．また，材料特性の影響については，塑性変形倍率が 3 以下程度の現実的な範囲であれば，耐力上昇率と塑性変形倍率に及ぼす材料特性の影響は大きくなく，本研究の評価式によって耐力上昇率と塑性変形倍率を部材形状や荷重条件などに応じた形で予測できると考える．

本節では，曲げせん断力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評価したが，軸圧縮力の影響については考慮していない．

4.8 まとめ

本章では，曲げせん断力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解析と実験によって検討し，その大変形挙動に及ぼす初期不整の影響と荷重条件の影響を調べるとともに，最大耐力と塑性変形能力を弾性局部座屈耐力と全塑性耐力に基づき評価した．本研究の評価式によって，曲げせん断力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部材形状や荷重条件などに応じた形で予測することが可能になる．

まず，正方形中空断面部材の最大耐力と塑性変形能力の評価のために，弾性局部座屈耐力による基準化幅厚比を提案した．この基準化幅厚比は弾性局部座屈モーメントと全塑性モーメントに基づいており，部材形状である辺長比と荷重条件である加力角度や曲げモーメント勾配などに応じた幅厚比である．

また，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす初期不整の影響を有限要素法解析によって検討した．初期不整として座屈モードによる元たわみのみを与える解析によって，各種の初期不整を有する正方形中空断面部材に対して妥当あるいは安全側の最大耐力と塑性変形能力が得られる．また，正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす角部曲率半径の影響は小さい．

さらに，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす荷重条件の影響を解析と実験によって検討した．正方形中空断面部材の最大耐力と塑性変形能力は，加力角度が 45 度に近づくと大きくなり，せん断スパン比が小さくなると大きくなる．これは，弾性局部座屈性状が示すように，正方形中空断面部材の局部座屈耐力は，加力角度が 45 度に近づくと大きくなり，せん断スパン比が小さくなると大きくなることによる．

曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす初期不整の影響と荷重条件の影響を理解した上で，その最大耐力と塑性変形能力を解析と実験によって検討し，

最大耐力と塑性変形能力を弾性局部座屈耐力による基準化幅厚比を用いて評価した．塑性変形倍率が 3 以下程度の現実的な範囲であれば，耐力上昇率と塑性変形倍率に及ぼす材料特性の影響は大きくなく，本研究の評価式によって耐力上昇率と塑性変形倍率を部材形状や荷重条件などに応じた形で予測できる．

第５章　繰返し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

5.1 はじめに

正方形中空断面部材の局部座屈を伴う大変形挙動を明らかにするために，柱材に実際に作用する繰返し曲げせん断力を受ける場合の大変形挙動を検討することは重要である．しかし，曲げせん断力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に及ぼす繰返し荷重の影響については，不明な点が少なくないのが現状である．繰返し曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の局部座屈に関する既往の研究には例えば文献 21)がある．文献 21)では，冷間ロール成形角形鋼管部材と冷間プレス成形角形鋼管部材と溶接組立箱形断面部材を対象として，繰返し曲げせん断力を受ける場合の大変形挙動を実験によって調べ，最大耐力と塑性変形能力を検討している．このように，繰返し曲げせん断力を受ける場合の局部座屈に関する研究も現在までに数多く行われ, 多大な成果が報告されている．しかし，正方形中空断面部材の局部座屈に及ぼす繰返し荷重の影響が十分に明らかにされているとは言いがたい．このため，繰返し曲げせん断力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検討することはいまなお重要である．また，鋼構造限界状態設計指針 [6]において，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の幅厚比区分が定められているが，この幅厚比区分でも繰返し荷重の影響は考慮されていない．このように，正方形中空断面部材の幅厚比に関する規定において，繰返し荷重の影響を考慮することは課題として残されている．

そこで本章では，繰返し曲げせん断力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検討することを目的とする．その最大耐力と塑性変形能力を理解することをめざす.

このために，まず，製造方法と鋼種と形状が異なる正方形中空断面部材が繰返し曲げせん断力を受ける場合の局部座屈を伴う大変形挙動を実験によって検討する．この実験で得られた荷重変位関係から，荷重変位関係における直接の塑性変形能力を得るための包絡線を作成する．その上で，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす荷重条件の影響を実験結果を用いて検討する．その最大耐力と塑性変形能力に及ぼす繰返し荷重の影響と加力角度の影響を示す．また，繰返し曲げせん断力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と弾性局部座屈耐力による基準化幅厚比との関係を検討する．さらに，累積塑性変形能力と塑性変形能力との関係も調べる．

Table 5.1　List of test specimen for cyclic loading

Manuf. process	Steel grade	B (mm)	t (mm)	L (mm)	α (deg.)	Specimen
Cold roll formed	BCR295	200	8	1200	0	A
					45	
		300	6	1800	0	B
					15	
					30	
					45	
			9		0	C
					15	
					30	
					45	
	STKR490				0	D
					45	
Cold press formed	SN490B				0	E
					45	
Built - up					0	F
					45	

B Overall width　t Thickness of plate　L Shear span　α Angle of applied force

5.2　繰返し曲げせん断実験の概要

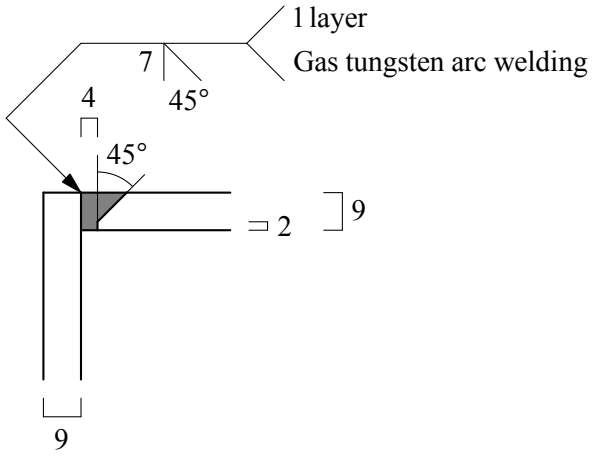
本節では，繰返し曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の構造実験の概要を示す．

本実験では，正方形中空断面部材が繰返しの二軸曲げせん断力を受ける場合の局部座屈を伴う大変形挙動を検討する．表 5.1 に正方形中空断面部材の試験体の一覧を示す．実験変数は正方形中空断面部材の製造方法と鋼種と形状と荷重条件の加力角度である．対象は冷間ロール成形角形鋼管部材と冷間プレス成形角形鋼管部材と溶接組立箱形断面部材である．鋼種の影響については，冷間ロール成形角形鋼管部材で検討している．表 5.2 に鋼材の機械的性質を示す．表の機械的性質は試験体の非溶接平板部から採取した JIS 1A 号試験片の引張試験によって得られている．全幅 B が 200 あるいは 300 mm，板厚 t が 6 あるいは

Table 5.2　Mechanical property of steel

Specimen	Location	E (N/mm^2)	σ_y (N/mm^2)	σ_u (N/mm^2)	ε_u (%)
A	Flat	2.15×10^5	427	487	13.6
B		2.09×10^5	347	444	13.5
C		1.79×10^5	334	408	16.2
D		1.96×10^5	531	596	9.8
E		2.10×10^5	351	528	18.2
F		2.12×10^5	405	552	16.8

E Young's modulus　σ_y Yield strength　σ_u Tensile strength　ε_u Uniform elongation

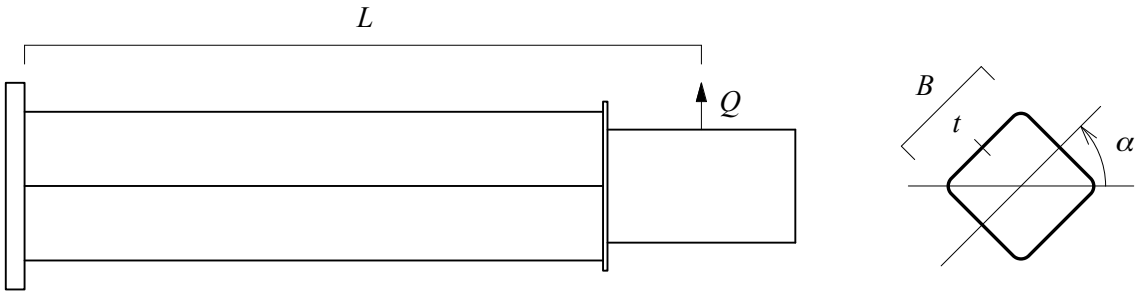


Unit mm

Fig. 5.1　Weld detail of built-up box section member

8 あるいは 9 mm と比較的小さな正方形中空断面部材を対象としている．なお，図 3.1 に冷間成形角形鋼管部材の全幅 B と板厚 t との関係を参考として示している．幅厚比 B/t は 25 あるいは 33 あるいは 50 である．幅厚比が比較的大きな正方形中空断面部材を対象としている．なお，溶接組立箱形断面 SN490B の $300\times300\times9$ （$B/t=33$）は，鋼構造限界状態設計指針 [6]の幅厚比区分において塑性変形倍率が 4 以上の部材に区分されている．せん断スパン L を全幅 B の 6 倍としている．なお，冷間プレス成形角形鋼管部材については，角部外側曲率半径を 34 mm として製造している．図 5.1 に溶接組立箱形断面部材の角部の溶接ディテールを示す．なお，溶接組立箱形断面部材の角部の余盛を残している．

図 5.2 に繰返し曲げせん断実験の概要を示す. 写真 5.1 に繰返し曲げせん断実験のセット



B Overall width　t Thickness of plate　L Shear span　α Angle of applied force

Fig. 5.2　Schematic view of bending shear test

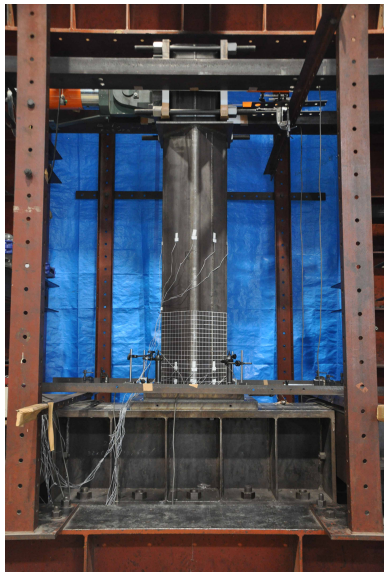


Photo 5.1　Cyclic bending shear test

アップを示す．載荷は図に示す片持ち梁形式で行った．1000 kN 油圧ジャッキによって荷重を加えており，ロードセルによって荷重を測定している．正方形中空断面部材はエンドプレートに完全溶込み溶接されている．図 5.3 に試験体のエンドプレートの溶接ディテールを示す．なお，全幅が 200 mm の試験体のエンドプレートの形状は幅が 440 mm，板厚が 40 mm であり，全幅が 300 mm の試験体のエンドプレートの形状は幅が 550 mm，板厚が 50 mm である．エンドプレートは高力ボルトによって反力台に固定され，降伏しないように設計されている．また，加力点において横方向の変位と回転を拘束している．図 5.4 に加力点における治具の配置を示す．試験体には PC 鋼棒によって載荷板を取付け，載荷板を溝形断面部材によって拘束している．加力角度 α は 0 度あるいは 15 度あるいは 30 度あ

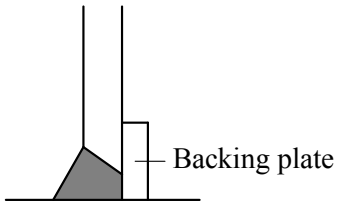


Fig. 5.3　Weld detail of bending shear test specimen

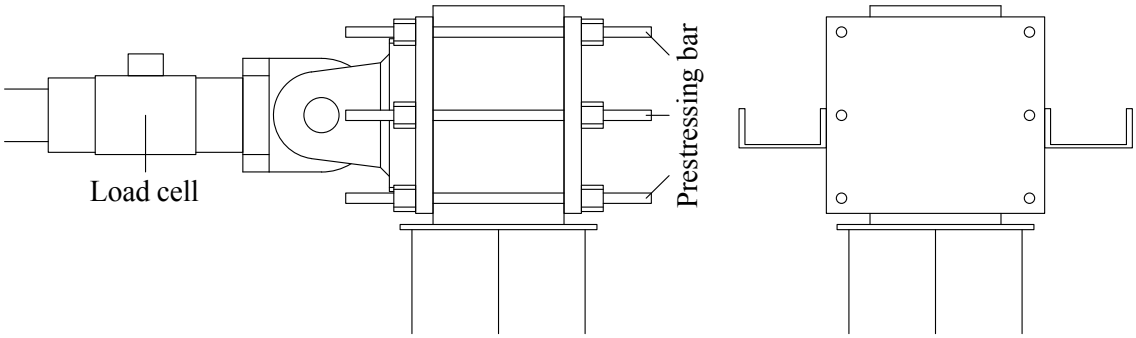


Fig. 5.4　Schematic arrangement for loading in bending shear test

るいは 45 度である．なお，加力角度が 15 度や 30 度の場合では，加力方向と変形方向は一致しない．ここで，部材断面の溶接位置を記述する．冷間ロール成形角形鋼管部材については，加力角度が 0 度の場合には溶接された板要素がせん断力を受けるウェブとなるように, 加力角度が 45 度の場合には溶接された板要素が正側の曲げによって圧縮を受けるようにしている．加力角度が 15 度と 30 度の溶接位置は，加力角度が 0 度と 45 度の溶接位置の間である．冷間プレス成形角形鋼管部材については，加力角度が 0 度の場合には溶接された板要素がせん断力を受けるウェブとなるようにしている．溶接組立箱形断面部材については，加力角度が 0 度の場合には開先加工された板要素がせん断力を受けるウェブとなるようにしている．

図 5.5 に変位計の配置を示す．試験体の変位については，加力点の変位およびエンドプレートの変位と回転を考慮して計算している．試験体の変位量δを式(5.1)によって算出している．

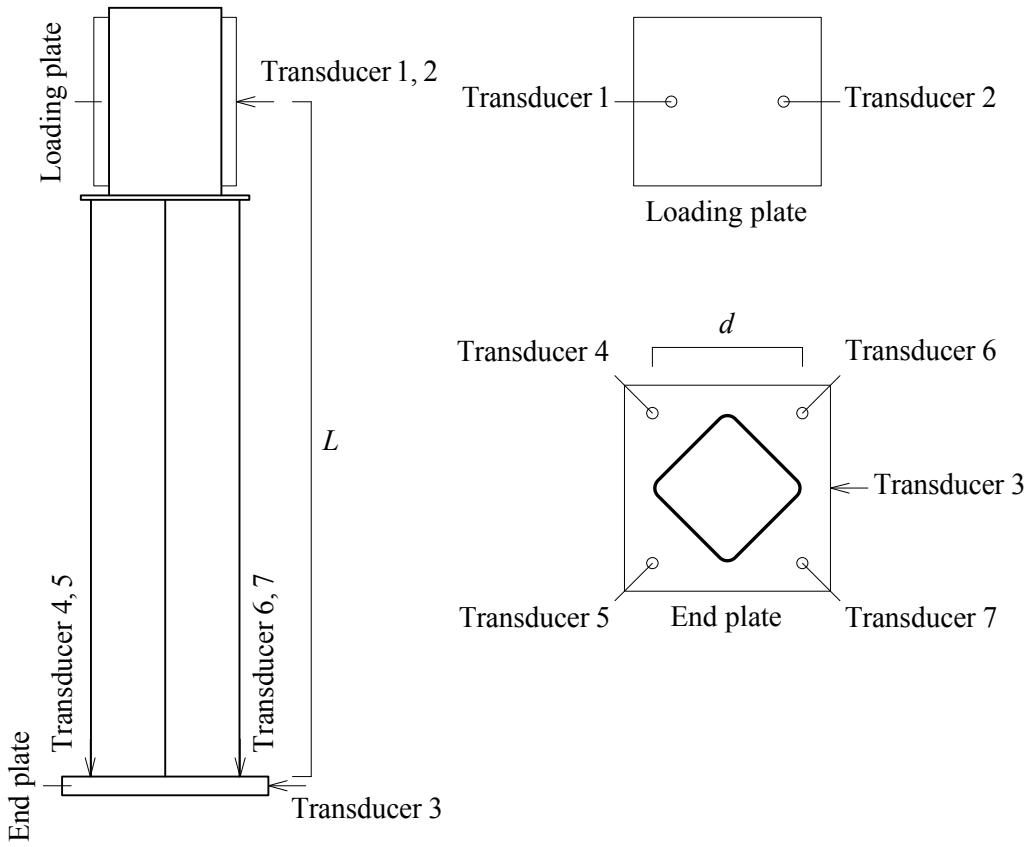


Fig. 5.5　Schematic arrangement for displacement transducer in bending shear test

$$\delta = \frac{\delta_1 + \delta_2}{2} - \delta_3 - \frac{\left(\delta_4 + \delta_5\right)/2 - \left(\delta_6 + \delta_7\right)/2}{d} L \tag{5.1}$$

ここに，δ_i は変位計 i によって測定した変位量，d はエンドプレートの変位計距離，L はせん断スパンである．

図 5.6 にひずみゲージの貼付位置を示す．図には全幅が 300 mm の試験体のひずみゲージの貼付位置を示している．曲げ応力分布が異なる二枚の板要素を対象として，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, 曲げ応力度の理論値と実験値の対応が良いことを確認している. また，曲げせん断力を受ける場合の応力分布も検討している．二軸曲げせん断力を受ける場合の曲げ応力分布とせん断応力分布を調べるために，冷間ロール成形角形鋼管 BCR295 の $300\times300\times6$ を対象として，固定端からせん断スパンの半分離れた位置に三軸ひずみゲージを貼付している．2.2.1 項において，二軸曲げせん断力を受ける場合の曲げ応力分布とせん断応力分布を示している．なお，図 4.16 に全幅が 200 mm の試験体のひずみゲージの貼

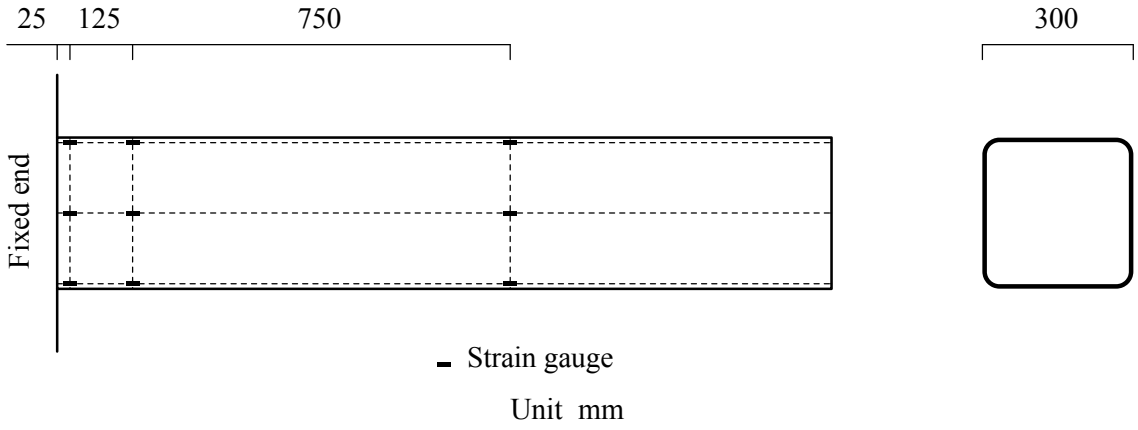


Fig. 5.6　Schematic arrangement for strain gauge in bending shear test

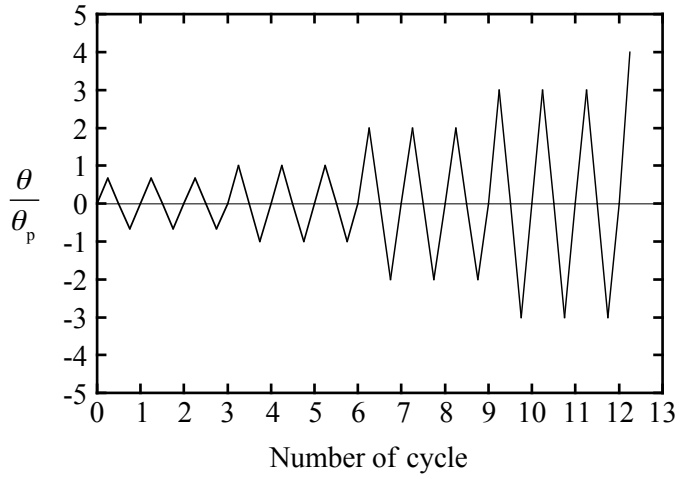
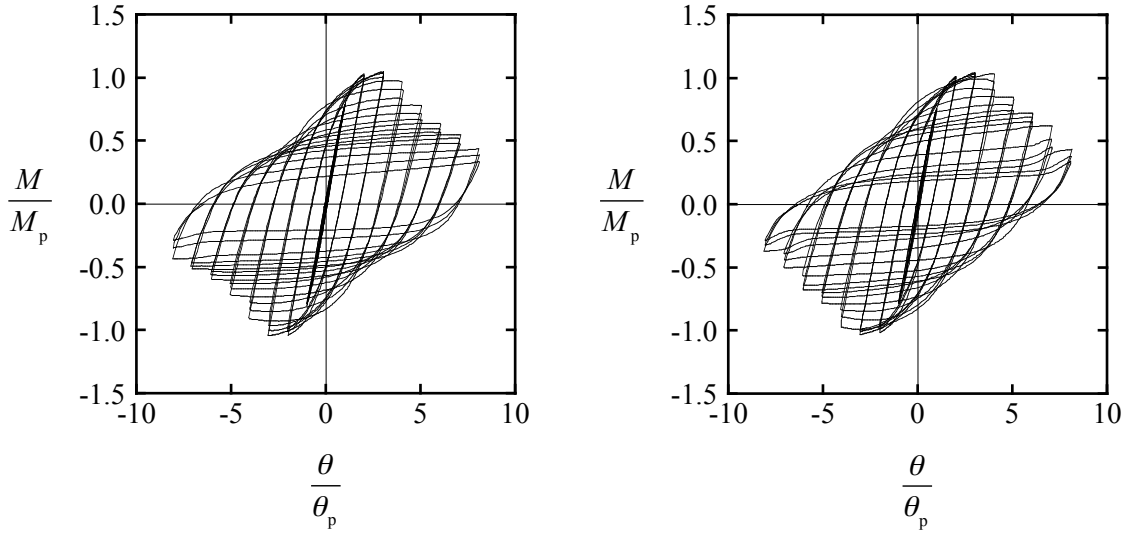


Fig. 5.7　Cyclic loading history

付位置を示している．

載荷履歴は正負交番部材角漸増繰返し載荷である．図 5.7 に繰返し載荷履歴を示す．降伏モーメント相当部材角 θ_y で正負に 3 回ずつ加力した後に，全塑性モーメント相当部材角 θ_p の自然数倍で正負に 3 回ずつ加力した．降伏モーメント相当部材角と全塑性モーメント相当部材角は，正方形中空断面部材の曲げ変形とせん断変形を考慮して，それぞれ式(5.2), (5.3)によって計算している．

$$\theta_y = \left(\frac{L}{3EI} + \frac{1}{GA_w L} \right) M_y \tag{5.2}$$



$M_p = 1.81\times10^8$ Nmm　$\theta_p = 9.95\times10^{-3}$

(a)　Angle of applied force 0 deg.

$M_p = 1.72\times10^8$ Nmm　$\theta_p = 9.49\times10^{-3}$

(b)　Angle of applied force 45 deg.

(A)　Cold roll formed　BCR295　$200\times200\times8$

Shear span ratio 6

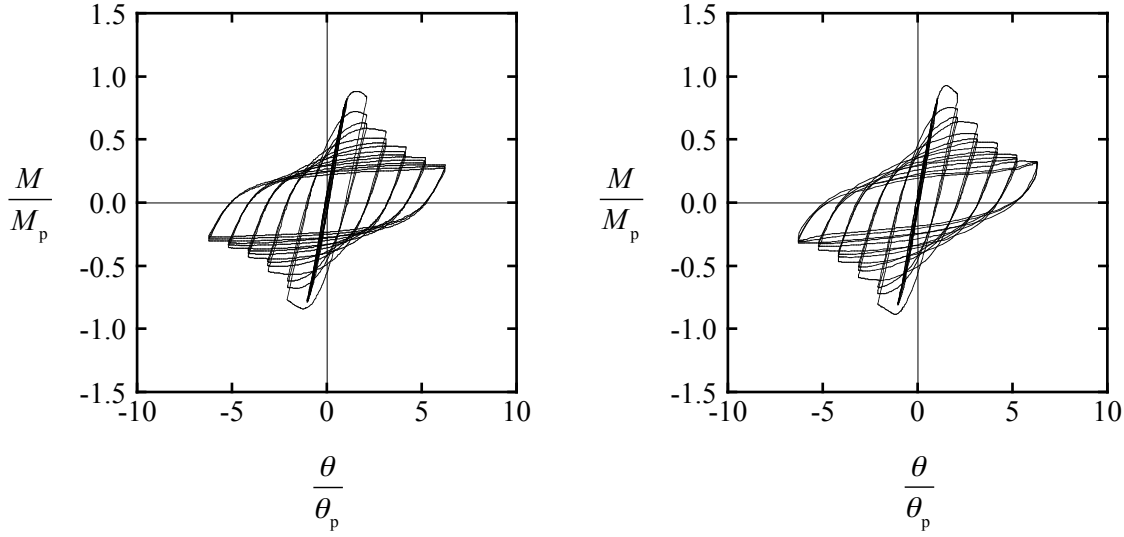
Fig. 5.8　Relation between normalized bending moment and normalized rotation angle

$$\theta_p = \left(\frac{L}{3EI} + \frac{1}{GA_w L}\right) M_p \tag{5.3}$$

ここに，E はヤング係数，G はせん断弾性係数，I は断面二次モーメント，A_w はウェブ相当断面積，L はせん断スパン，M_y は降伏モーメント，M_p は全塑性モーメントである．ヤング係数については，表 5.2 に示す非溶接平板部のヤング係数を使用している．せん断弾性係数については，ヤング係数とポアソン比（$\nu = 0.3$）を用いて計算している．断面二次モーメントについては，角部曲率半径を考慮して計算している．ウェブ相当断面積については，断面積の半分と仮定している．なお，本実験のように，せん断スパンが全幅よりも十分に大きい場合には，変形に及ぼす曲げの影響が大きく，変形に及ぼすせん断の影響は小さい．降伏モーメントと全塑性モーメントについては，角部曲率半径と加力角度を考慮し，表 5.2 に示す非溶接平板部の降伏応力度を全断面に用いて計算している．

5.3　繰返し大変形挙動

本節では，正方形中空断面部材の繰返し曲げせん断実験の結果を記述する．繰返し曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の荷重変位関係と局部座屈形状を示す．なお，本節

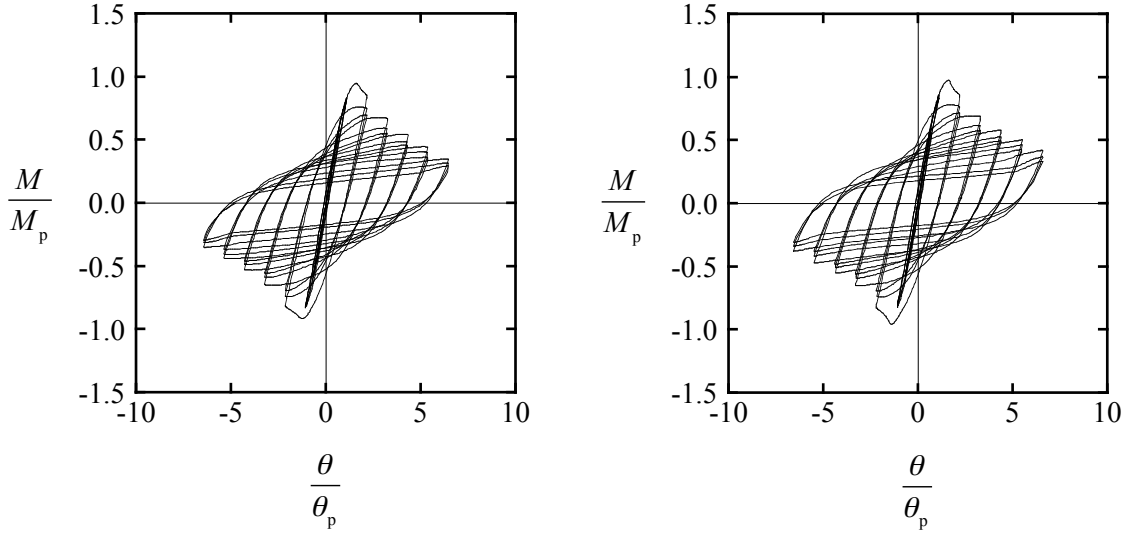


$M_p = 2.66 \times 10^8$ Nmm　$\theta_p = 8.14 \times 10^{-3}$

(a)　Angle of applied force 0 deg.

$M_p = 2.62 \times 10^8$ Nmm　$\theta_p = 8.05 \times 10^{-3}$

(b)　Angle of applied force 15 deg.



$M_p = 2.54 \times 10^8$ Nmm　$\theta_p = 7.86 \times 10^{-3}$

(c)　Angle of applied force 30 deg.

$M_p = 2.50 \times 10^8$ Nmm　$\theta_p = 7.72 \times 10^{-3}$

(d)　Angle of applied force 45 deg.

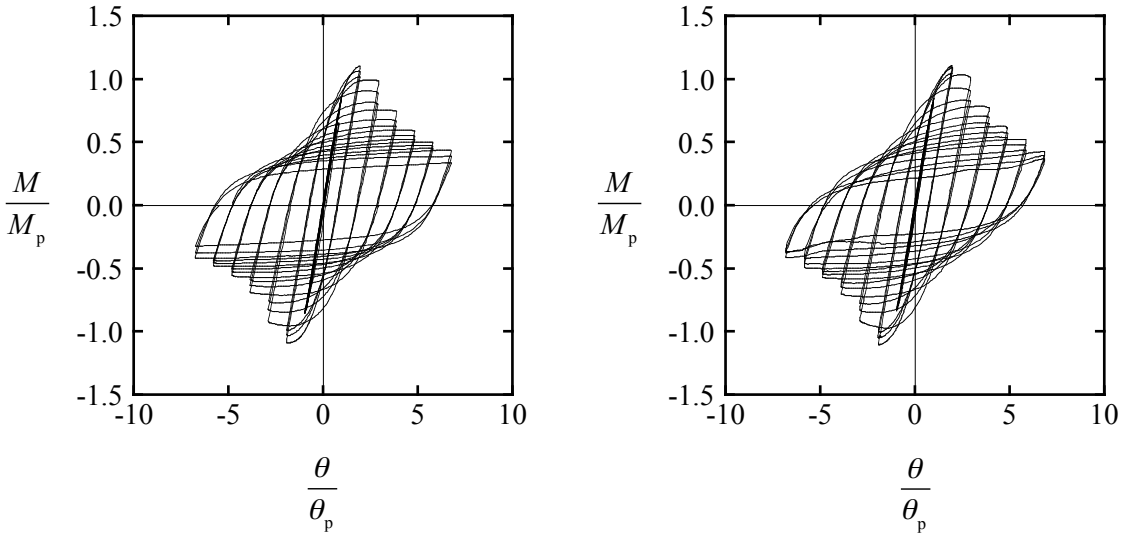
(B)　Cold roll formed　BCR295　$300 \times 300 \times 6$

Shear span ratio 6

Fig. 5.8　Relation between normalized bending moment and normalized rotation angle

では最大耐力と塑性変形能力をともに扱う．

ここで，本実験における正方形中空断面部材の最大耐力の決定要因は，全ての試験体に共通して局部座屈であった．

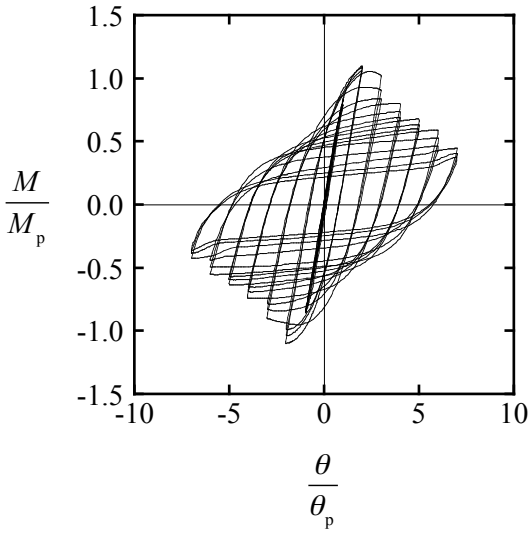


$M_p = 3.77\times10^8$ Nmm　$\theta_p = 9.24\times10^{-3}$

(a)　Angle of applied force 0 deg.

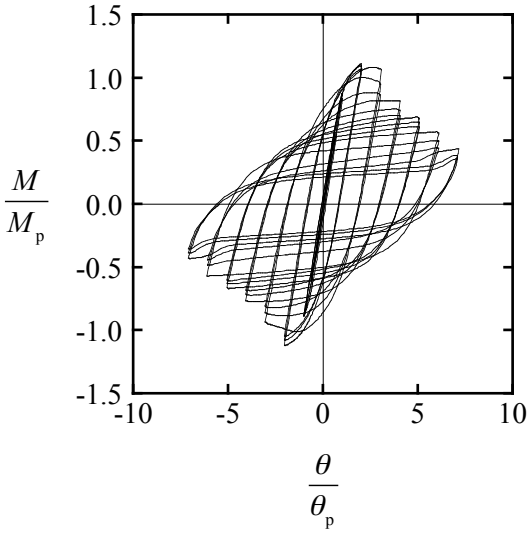
$M_p = 3.73\times10^8$ Nmm　$\theta_p = 9.15\times10^{-3}$

(b)　Angle of applied force 15 deg.



$M_p = 3.62\times10^8$ Nmm　$\theta_p = 8.93\times10^{-3}$

(c)　Angle of applied force 30 deg.



$M_p = 3.58\times10^8$ Nmm　$\theta_p = 8.79\times10^{-3}$

(d)　Angle of applied force 45 deg.

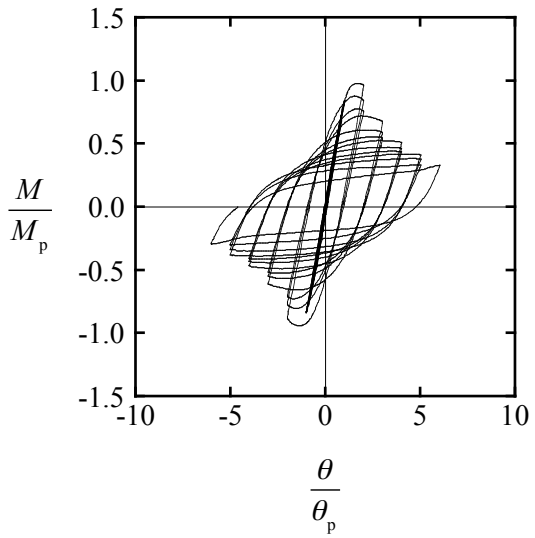
(C)　Cold roll formed　BCR295　300×300×9

Shear span ratio 6

Fig. 5.8　Relation between normalized bending moment and normalized rotation angle

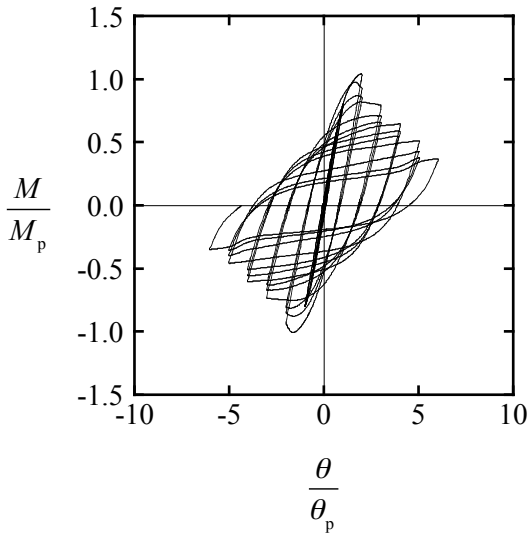
5.3.1　荷重変位関係

図 5.8 に繰返し曲げせん断実験によって得られた基準化曲げモーメント M/M_p と基準化部材角 θ/θ_p との関係を示す．縦軸の基準化曲げモーメントは，固定端における曲げモーメント M を全塑性モーメント M_p で除して算出している．横軸の基準化部材角は，部材角 θ



$M_p = 5.67\times10^8$ Nmm　$\theta_p = 1.34\times10^{-2}$

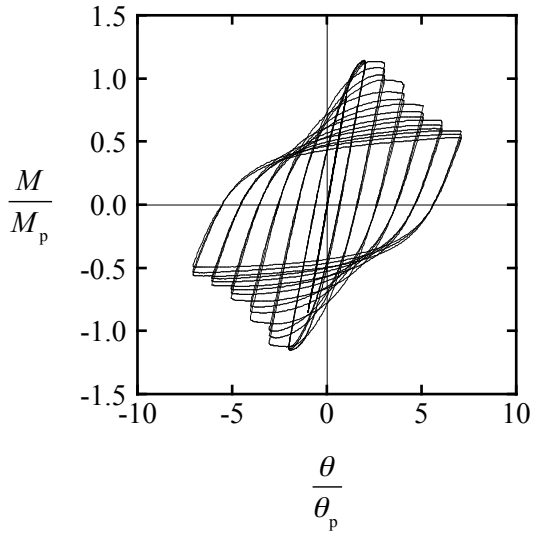
(a)　Angle of applied force 0 deg.



$M_p = 5.38\times10^8$ Nmm　$\theta_p = 1.27\times10^{-2}$

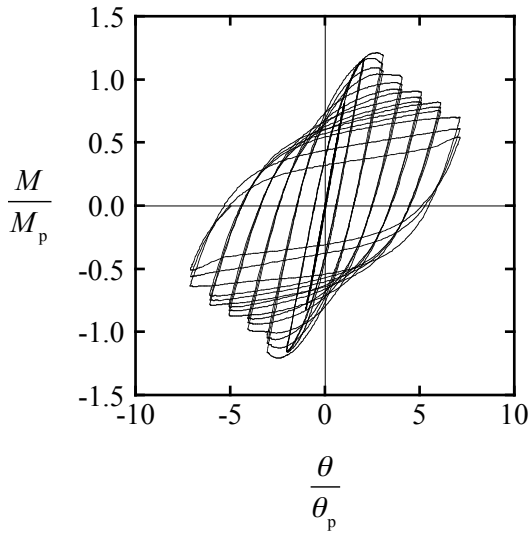
(b)　Angle of applied force 45 deg.

(D)　Cold roll formed　STKR490　300×300×9



$M_p = 3.78\times10^8$ Nmm　$\theta_p = 8.35\times10^{-3}$

(a)　Angle of applied force 0 deg.



$M_p = 3.59\times10^8$ Nmm　$\theta_p = 7.98\times10^{-3}$

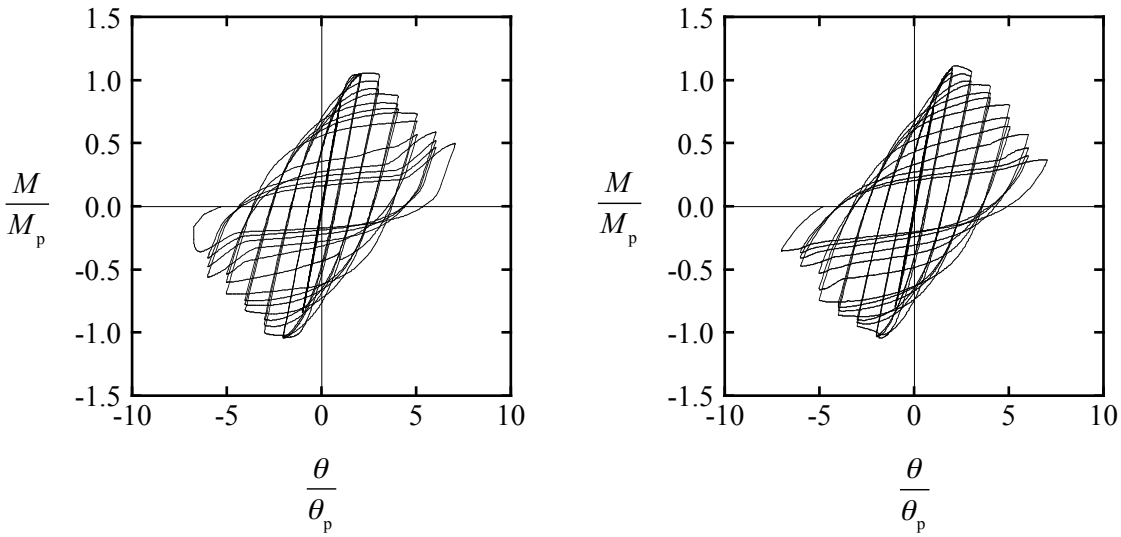
(b)　Angle of applied force 45 deg.

(E)　Cold press formed　SN490B　300×300×9

Shear span ratio 6

Fig. 5.8　Relation between normalized bending moment and normalized rotation angle

を全塑性モーメント相当部材角 θ_p で除して算出している．部材角 θ は加力点における変位をせん断スパンで除して算出している．また，各図には全塑性モーメント M_p と全塑性モーメント相当部材角 θ_p を示している．荷重変位関係において最大曲げモーメントが全塑性



$M_p = 4.64 \times 10^8$ Nmm　$\theta_p = 9.45 \times 10^{-3}$　　$M_p = 4.39 \times 10^8$ Nmm　$\theta_p = 8.90 \times 10^{-3}$

(a)　Angle of applied force 0 deg.　　(b)　Angle of applied force 45 deg.

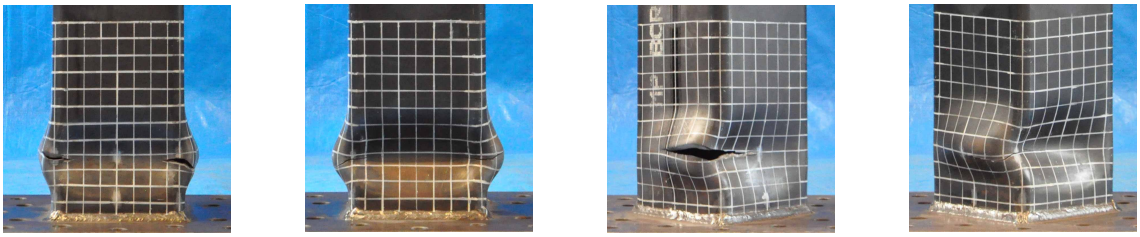
(F)　Built-up　SN490B　$300 \times 300 \times 9$

Shear span ratio 6

Fig. 5.8　Relation between normalized bending moment and normalized rotation angle

モーメントに達している試験体は，冷間ロール成形角形鋼管 BCR295 の $200 \times 200 \times 8$ と $300 \times 300 \times 9$ および冷間プレス成形角形鋼管 SN490B の $300 \times 300 \times 9$ および溶接組立箱形断面 SN490B の $300 \times 300 \times 9$ である．冷間ロール成形角形鋼管 STKR490 の $300 \times 300 \times 9$ については, 加力角度が 45 度の試験体の最大曲げモーメントは全塑性モーメントに達しているが, 加力角度が 0 度の試験体の最大曲げモーメントは全塑性モーメントに達していない. また，冷間ロール成形角形鋼管 BCR295 の $300 \times 300 \times 6$ の最大曲げモーメントは全塑性モーメントに達していない．以後では，これらの基準化曲げモーメントと基準化部材角との関係をもとに，包絡線と累積荷重変位関係を作成する．

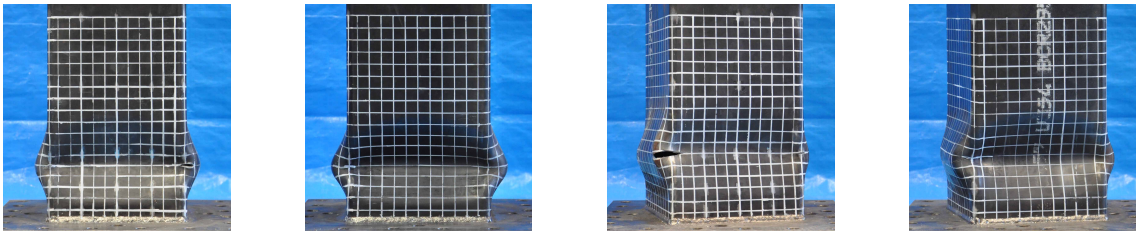
写真 5.2 に繰返し曲げせん断実験によって得られた最終変形形状を示す．各試験体の正側と負側の最終変形形状を示している．正方形中空断面部材の固定端の近くに局部座屈が生じている. 加力角度が 0 度の場合には, フランジの板要素が断面の内側に変形している. 加力角度が 45 度の場合には, 圧縮を受ける板要素の片方が断面の内側に他方が断面の外側に変形している．これらの変形形状は 2 章の弾性局部座屈解析における変形形状と類似している. なお, 写真の最終変形形状では正方形中空断面部材の角部に破断が生じているが, 本実験における最大耐力は破断ではなく局部座屈によって決定されている．



Positive Negative Positive Negative

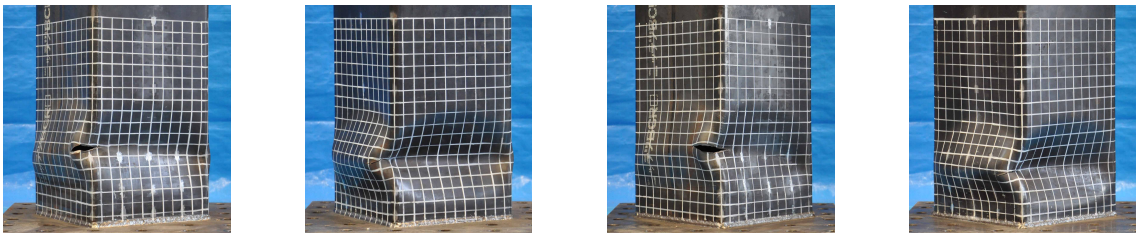
(a) Angle of applied force 0 deg. (b) Angle of applied force 45 deg.

(A) Cold roll formed BCR295 200×200×8



Positive Negative Positive Negative

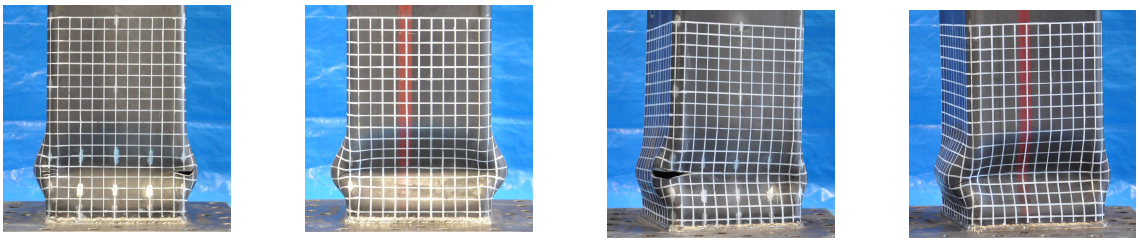
(a) Angle of applied force 0 deg. (b) Angle of applied force 15 deg.



Positive Negative Positive Negative

(c) Angle of applied force 30 deg. (d) Angle of applied force 45 deg.

(B) Cold roll formed BCR295 300×300×6



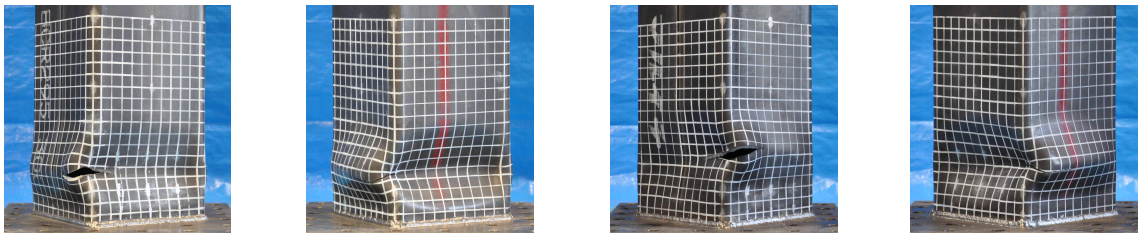
Positive Negative Positive Negative

(a) Angle of applied force 0 deg. (b) Angle of applied force 15 deg.

(C) Cold roll formed BCR295 300×300×9

Shear span ratio 6

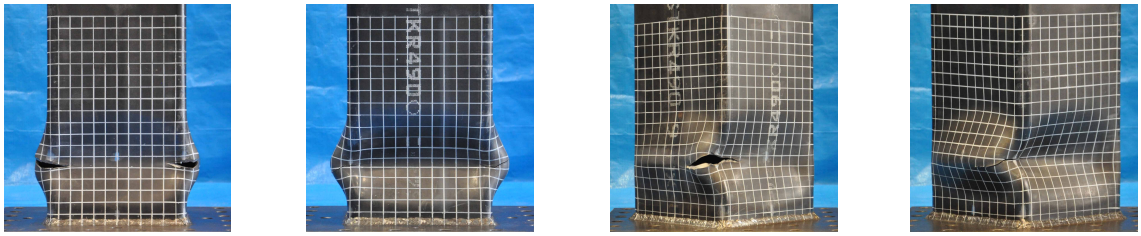
Photo 5.2 Deformed configuration in cyclic bending shear test



Positive Negative Positive Negative

(c) Angle of applied force 30 deg. (d) Angle of applied force 45 deg.

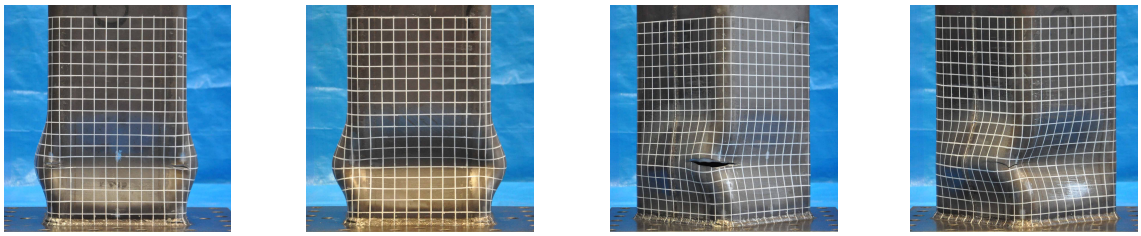
(C) Cold roll formed BCR295 300×300×9



Positive Negative Positive Negative

(a) Angle of applied force 0 deg. (b) Angle of applied force 45 deg.

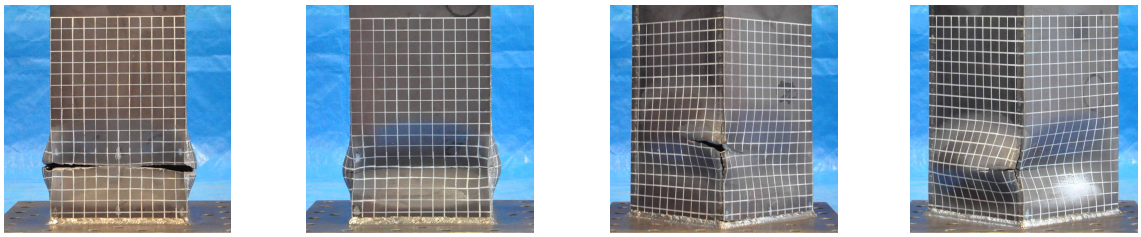
(D) Cold roll formed STKR490 300×300×9



Positive Negative Positive Negative

(a) Angle of applied force 0 deg. (b) Angle of applied force 45 deg.

(E) Cold press formed SN490B 300×300×9



Positive Negative Positive Negative

(a) Angle of applied force 0 deg. (b) Angle of applied force 45 deg.

(F) Built-up SN490B 300×300×9

Shear span ratio 6

Photo 5.2 Deformed configuration in cyclic bending shear test

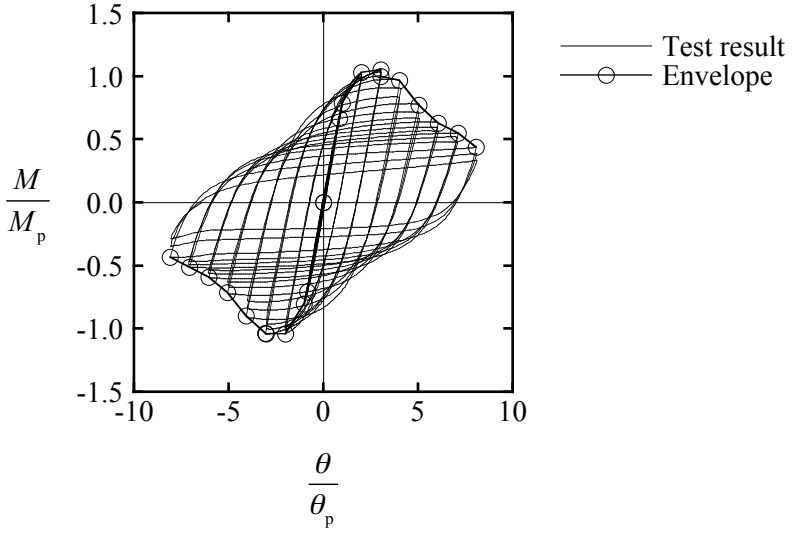
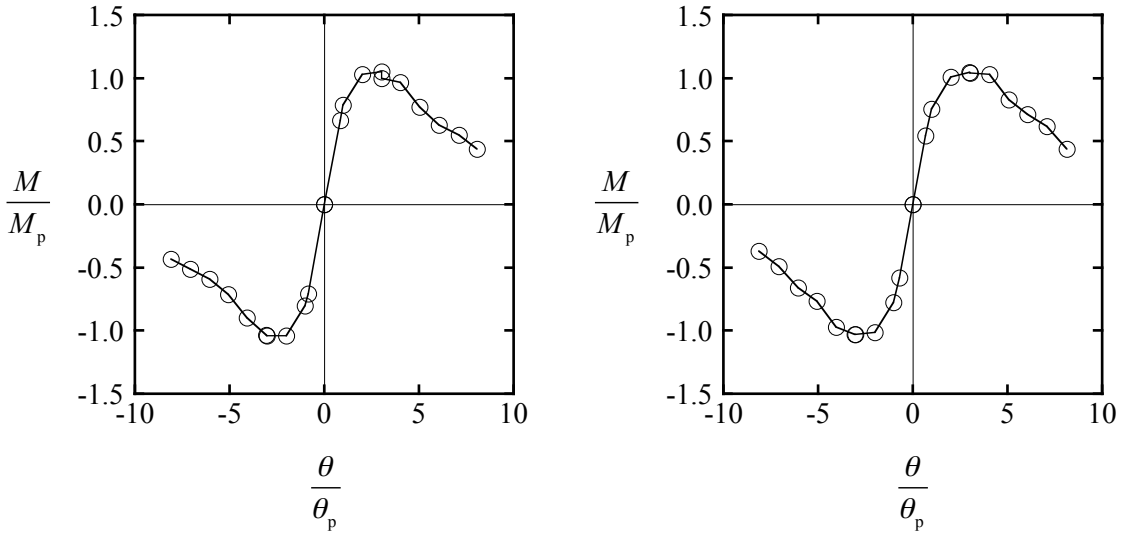


Fig. 5.9　Definition of envelope for experimental data



(a)　Angle of applied force 0 deg.　　(b)　Angle of applied force 45 deg.

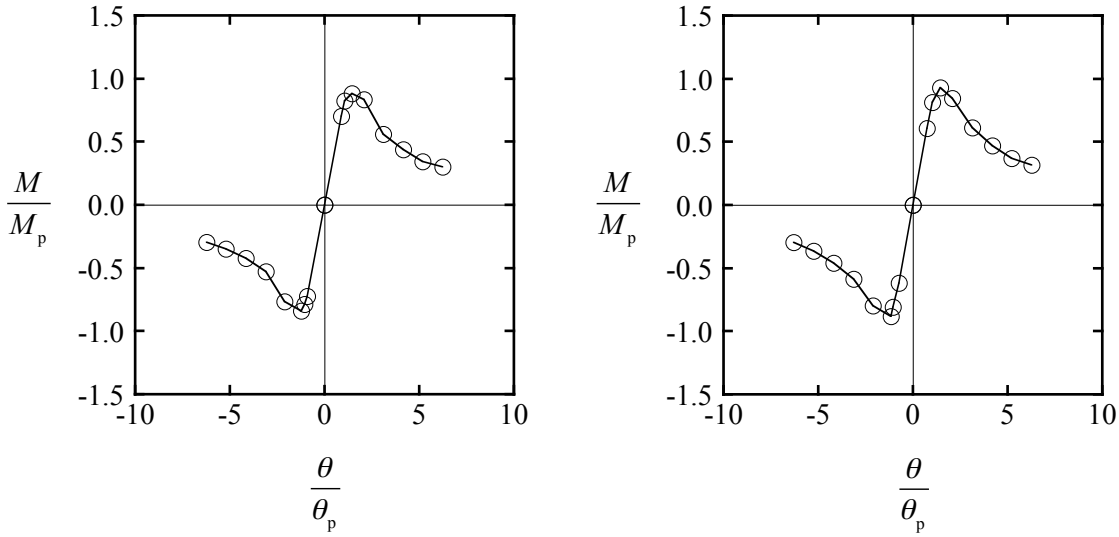
(A)　Cold roll formed　BCR295　200×200×8

Shear span ratio 6

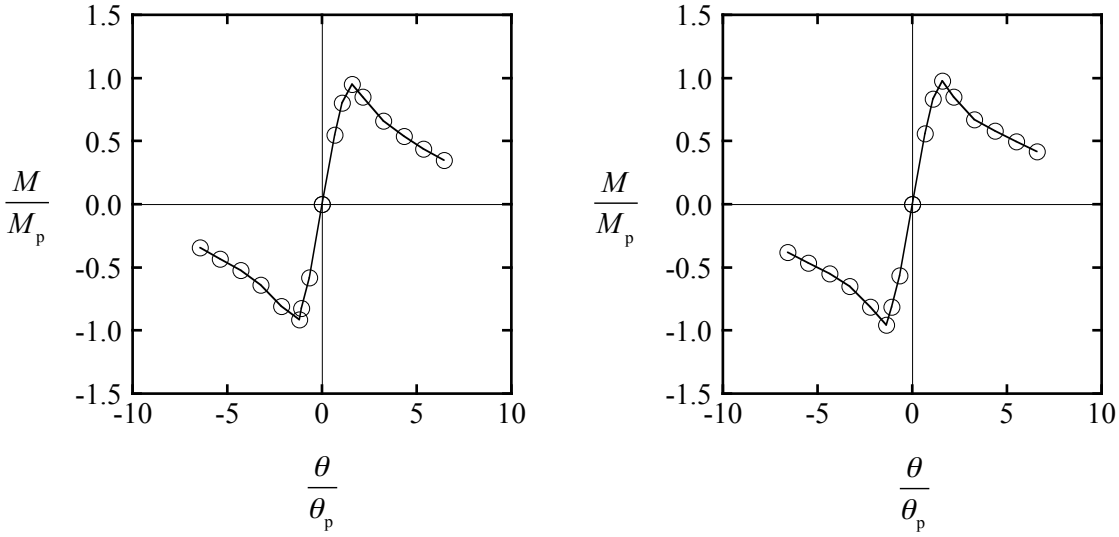
Fig. 5.10　Envelope of normalized bending moment and normalized rotation angle

5.3.2　包絡線

本項では，繰返し曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の塑性変形能力のための包絡線を示す．正方形中空断面部材の繰返し曲げせん断実験によって得られた荷重変位関係から包絡線を作成する．



(a) Angle of applied force 0 deg.　　(b) Angle of applied force 15 deg.



(c) Angle of applied force 30 deg.　　(d) Angle of applied force 45 deg.

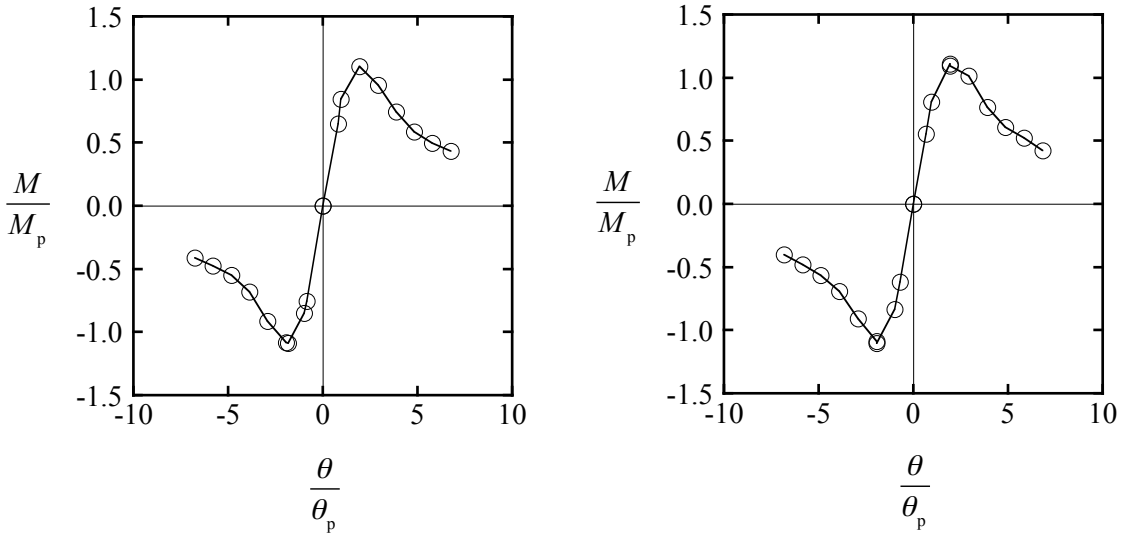
(B) Cold roll formed BCR295 300×300×6

Shear span ratio 6

Fig. 5.10 Envelope of normalized bending moment and normalized rotation angle

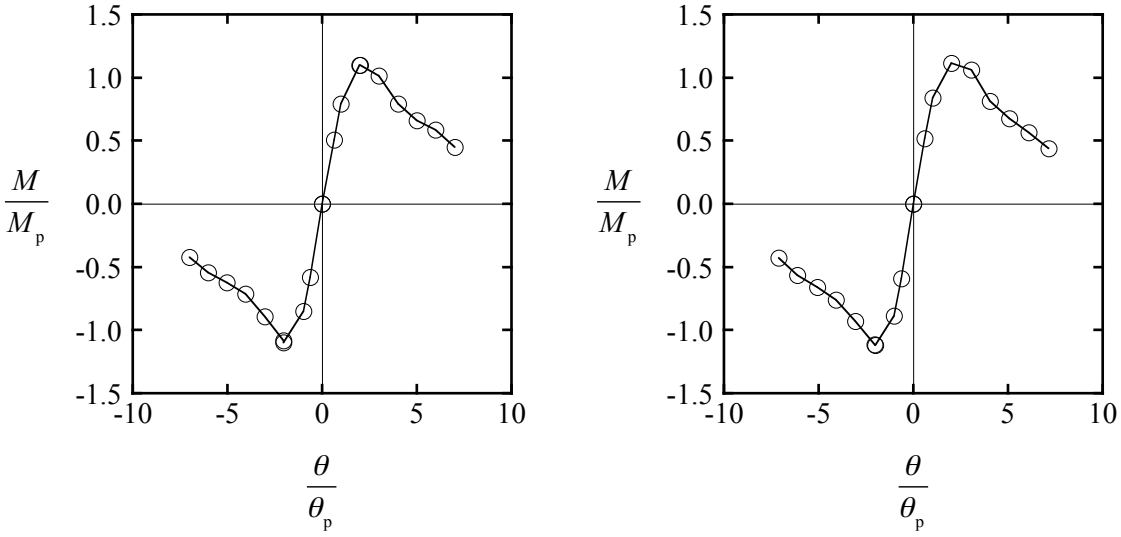
繰返し曲げせん断力を受ける鋼構造部材の大変形挙動を検討する場合，既往の研究では骨格曲線が用いられているが [52)–54)]，本研究では骨格曲線ではなく包絡線を用いる．これは，荷重変位関係における直接の塑性変形能力が実際の設計において有用と考えるためである．

したがって，正方形中空断面部材の繰返し曲げせん断実験によって得られた荷重変位関



(a) Angle of applied force 0 deg.

(b) Angle of applied force 15 deg.



(c) Angle of applied force 30 deg.

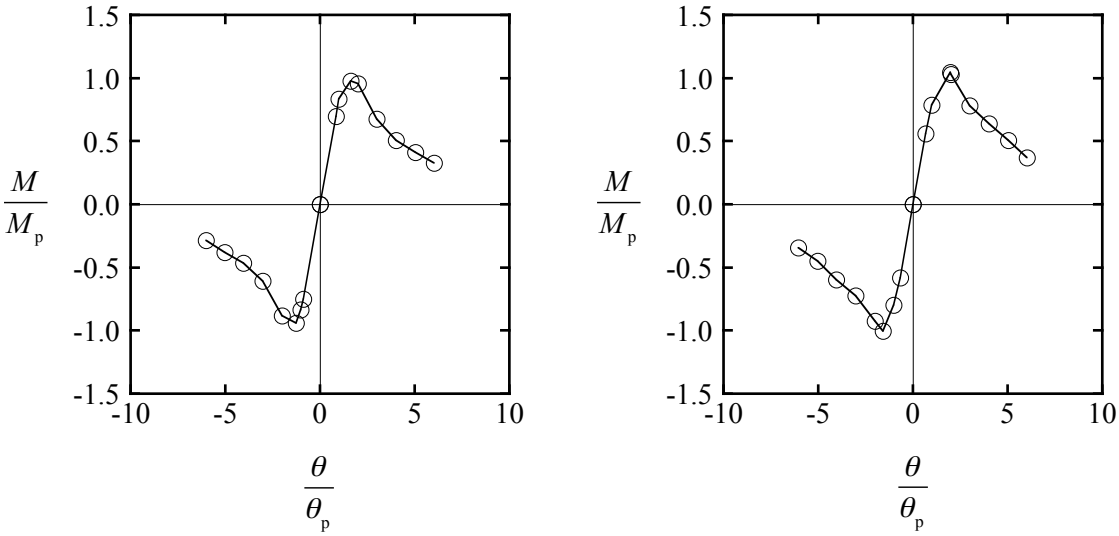
(d) Angle of applied force 45 deg.

(C) Cold roll formed BCR295 300×300×9

Shear span ratio 6

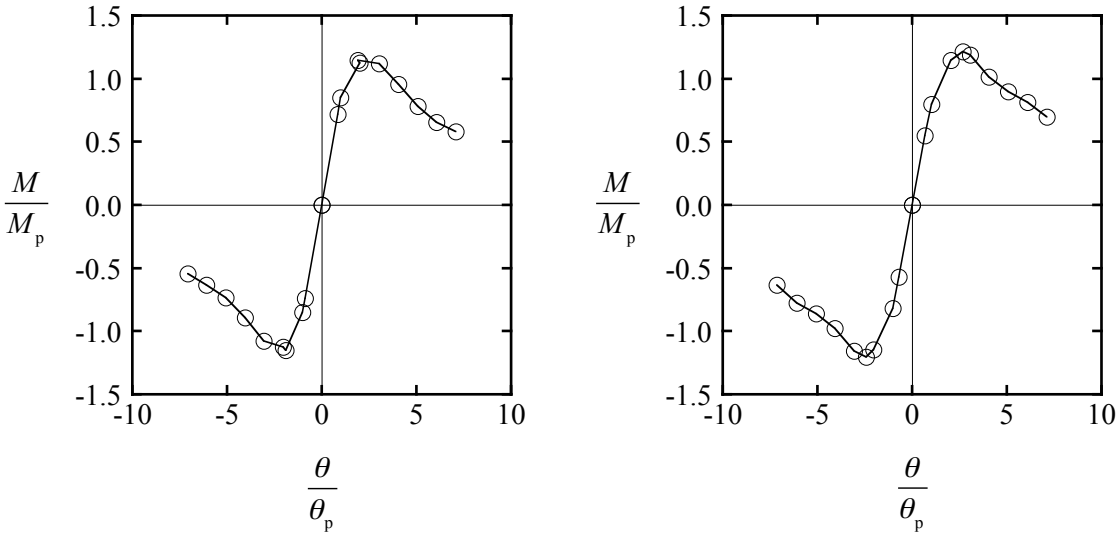
Fig. 5.10 Envelope of normalized bending moment and normalized rotation angle

係から包絡線を作成する．図 5.9 に包絡線の定義を示す．図のように，繰返し曲げせん断実験によって得られた荷重変位関係の正側と負側において，各変位振幅の最初のサイクルの最大変位点と最大荷重点をつなぎ，包絡線を作成する．なお，各変位振幅の最初のサイクルの最大変位点をつなぐ方法は文献 55)に示されているが，本研究では包絡線に最大荷



(a) Angle of applied force 0 deg. (b) Angle of applied force 45 deg.

(D) Cold roll formed STKR490 300×300×9



(a) Angle of applied force 0 deg. (b) Angle of applied force 45 deg.

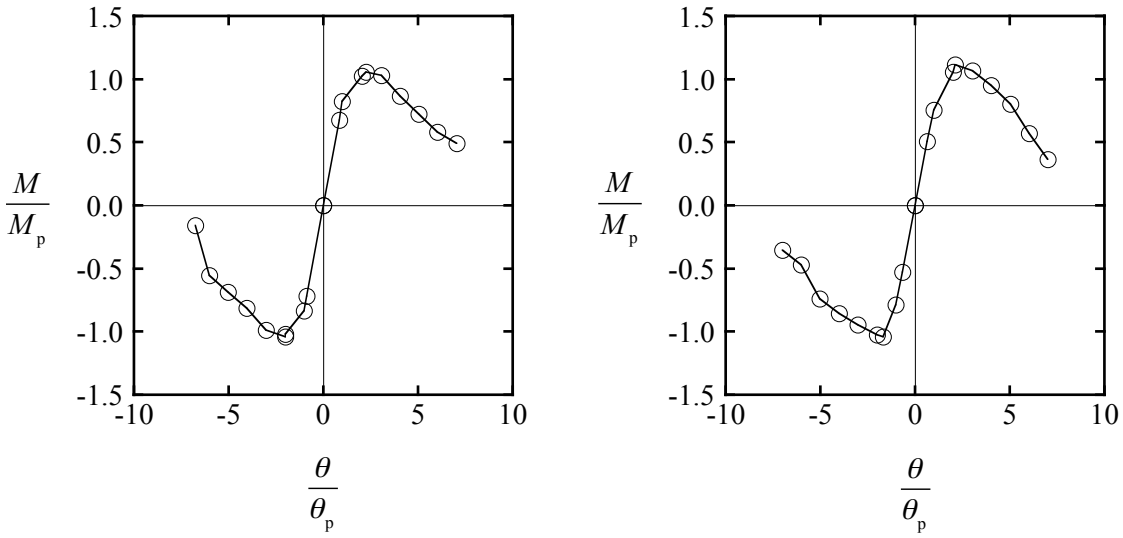
(E) Cold press formed SN490B 300×300×9

Shear span ratio 6

Fig. 5.10 Envelope of normalized bending moment and normalized rotation angle

重点を含めている.

図 5.10 に以上の方法によって作成した荷重変位関係の包絡線を示す．これらの包絡線は図 5.8 に示す荷重変位関係から作成している．以後では，これらの包絡線をもとに，繰返



(a) Angle of applied force 0 deg. (b) Angle of applied force 45 deg.

(F) Built-up SN490B 300×300×9

Shear span ratio 6

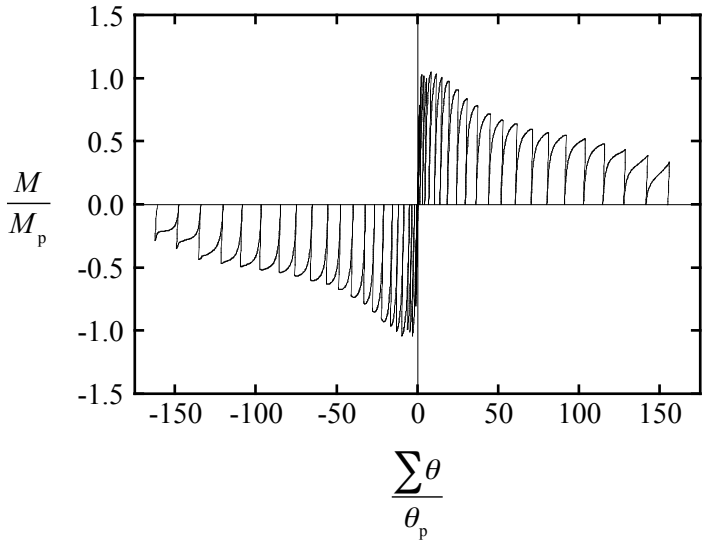
Fig. 5.10 Envelope of normalized bending moment and normalized rotation angle

し曲げせん断力を受ける場合の最大耐力と塑性変形能力を検討する．

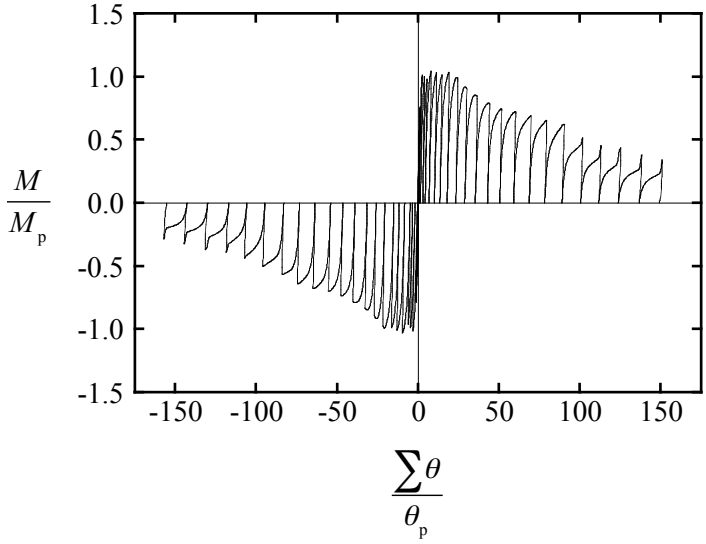
5.3.3 累積荷重変位関係

本項では，繰返し曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の累積塑性変形能力のための累積荷重変位関係を示す．正方形中空断面部材の繰返し曲げせん断実験によって得られた荷重変位関係から累積荷重変位関係を作成する．

繰返し曲げせん断実験によって得られた荷重変位関係の正側と負側において，全てのサイクルの荷重変位関係を順番につなぎ，累積荷重変位関係を作成する．図 5.11 にこの方法によって作成した累積荷重変位関係を示す．これらの累積荷重変位関係は図 5.8 に示す荷重変位関係から作成している．以後では，これらの累積荷重変位関係をもとに，繰返し曲げせん断力を受ける場合の累積塑性変形能力を検討する．



(a) Angle of applied force 0 deg.

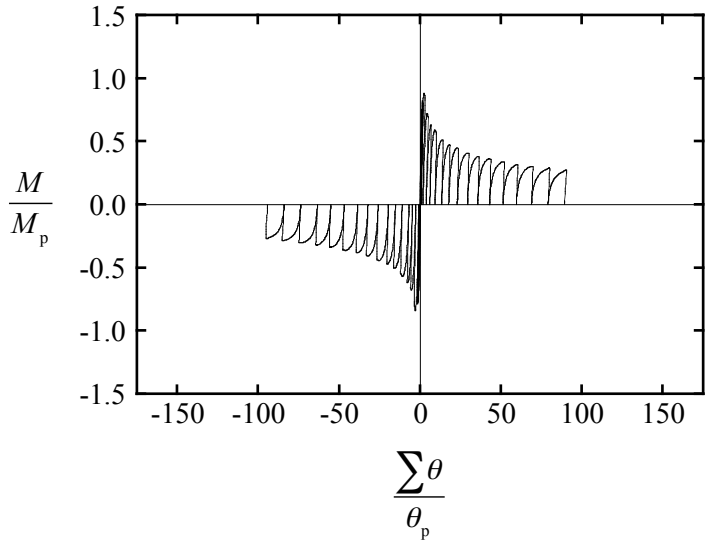


(b) Angle of applied force 45 deg.

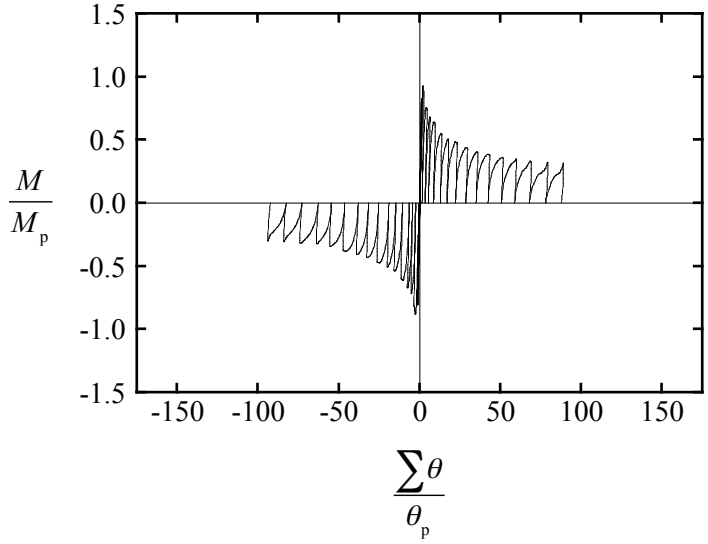
(A) Cold roll formed BCR295 $200 \times 200 \times 8$

Shear span ratio 6

Fig. 5.11 Cumulative load–deformation curve



(a) Angle of applied force 0 deg.

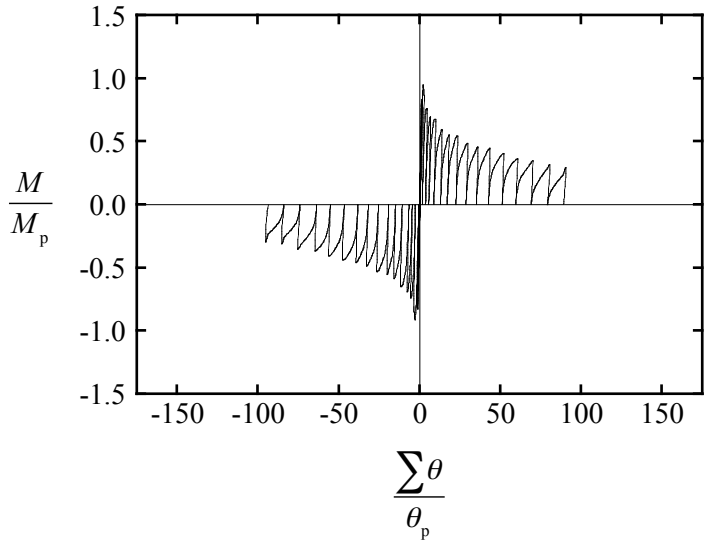


(b) Angle of applied force 15 deg.

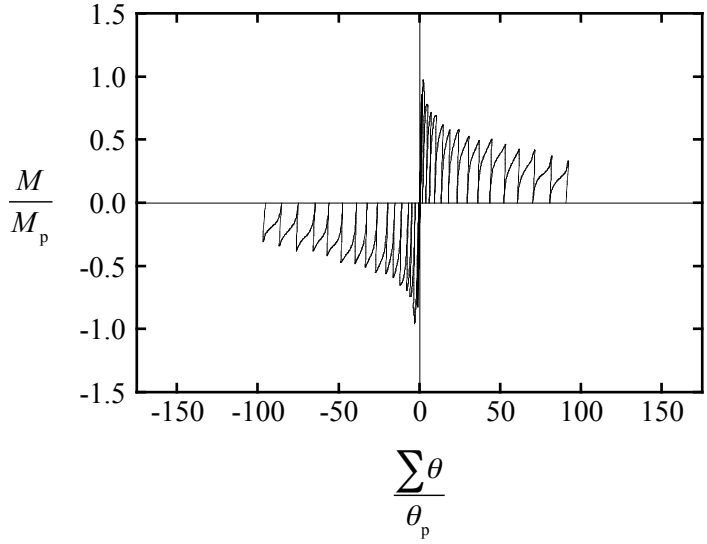
(B) Cold roll formed BCR295 $300 \times 300 \times 6$

Shear span ratio 6

Fig. 5.11 Cumulative load–deformation curve



(c) Angle of applied force 30 deg.

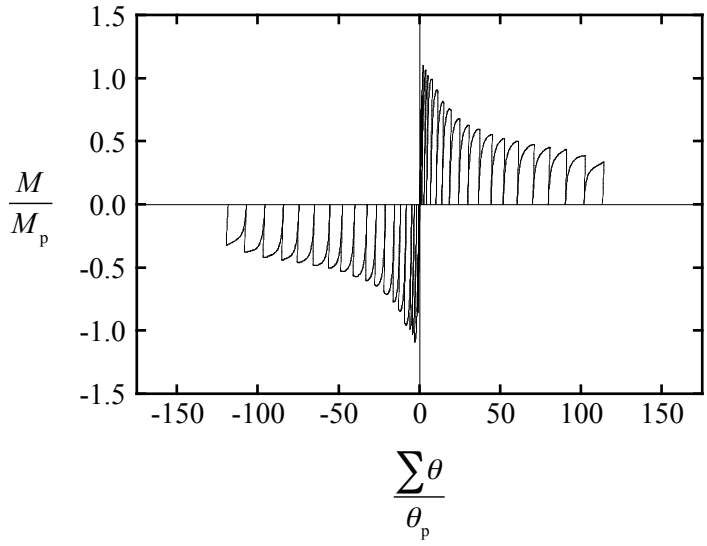


(d) Angle of applied force 45 deg.

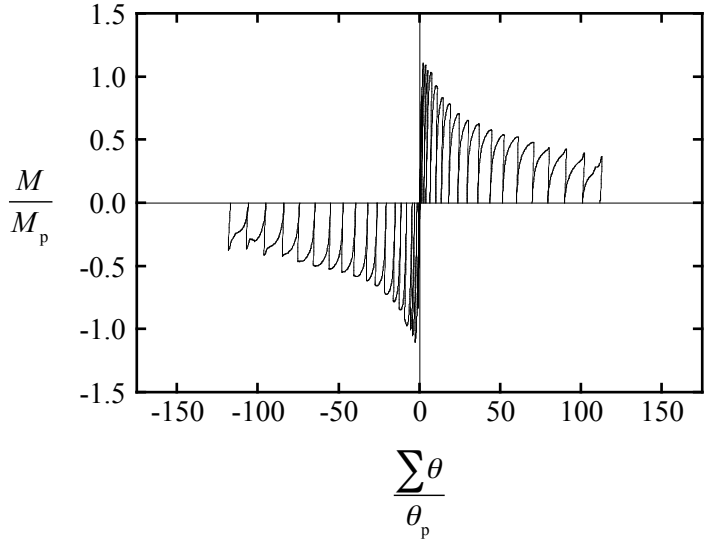
(B) Cold roll formed BCR295 $300 \times 300 \times 6$

Shear span ratio 6

Fig. 5.11 Cumulative load–deformation curve



(a) Angle of applied force 0 deg.

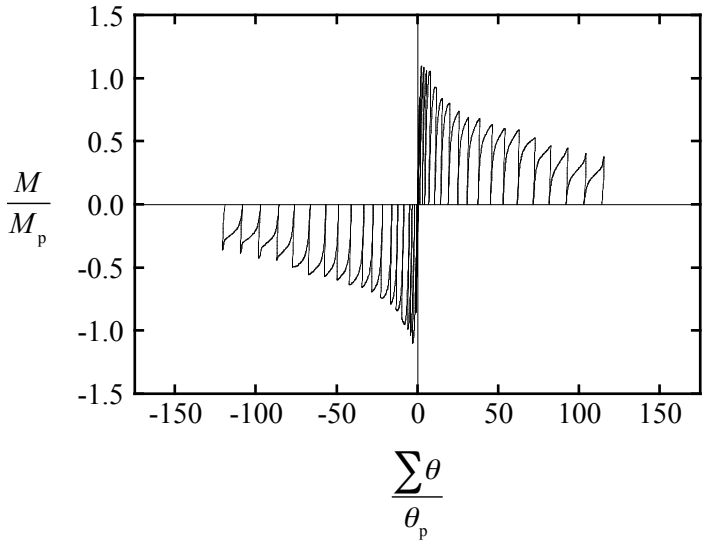


(b) Angle of applied force 15 deg.

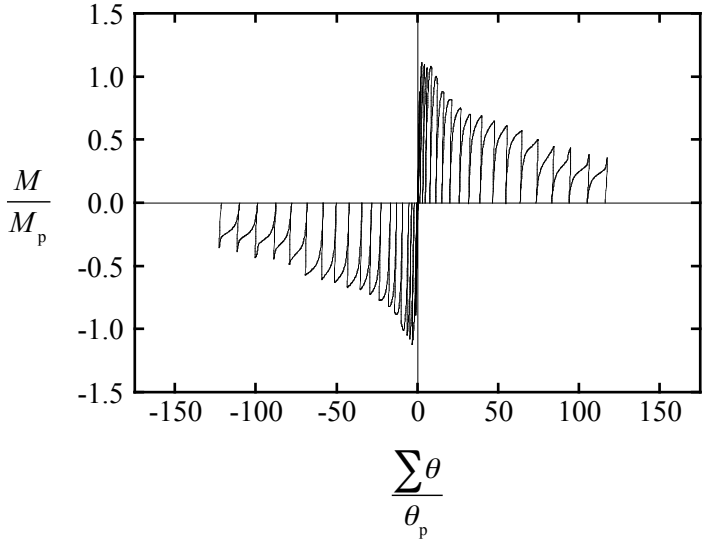
(C) Cold roll formed BCR295 $300 \times 300 \times 9$

Shear span ratio 6

Fig. 5.11 Cumulative load–deformation curve



(c) Angle of applied force 30 deg.

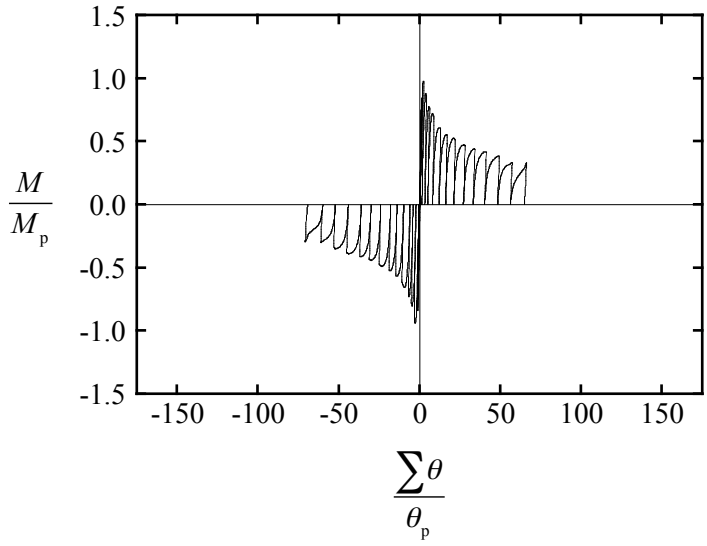


(d) Angle of applied force 45 deg.

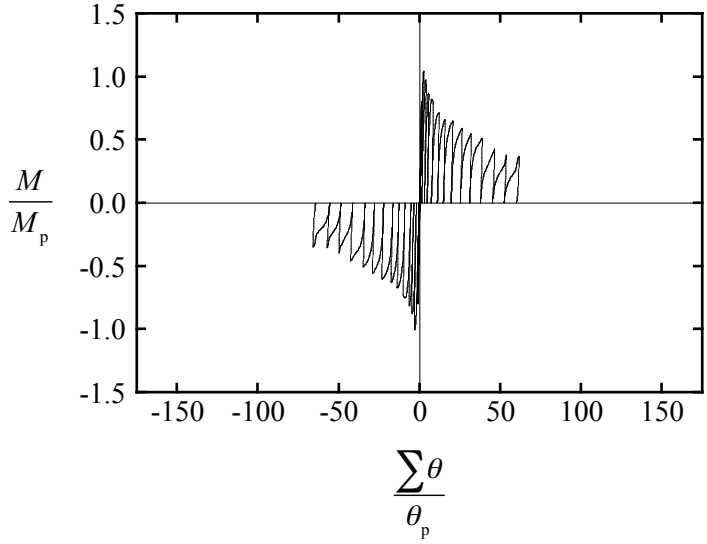
(C) Cold roll formed BCR295 $300 \times 300 \times 9$

Shear span ratio 6

Fig. 5.11 Cumulative load–deformation curve



(a) Angle of applied force 0 deg.

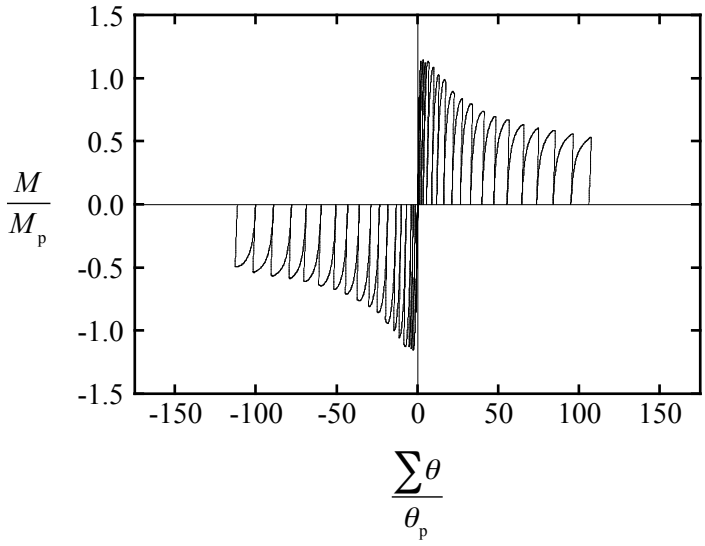


(b) Angle of applied force 45 deg.

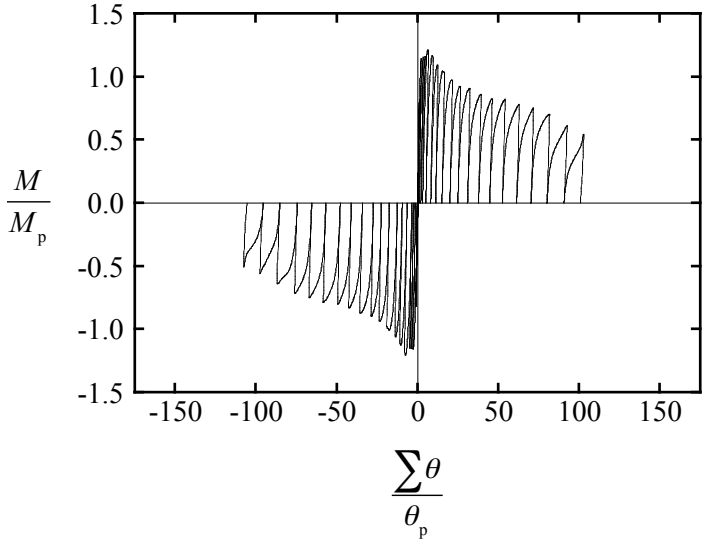
(D) Cold roll formed STKR490 $300 \times 300 \times 9$

Shear span ratio 6

Fig. 5.11 Cumulative load–deformation curve



(a) Angle of applied force 0 deg.

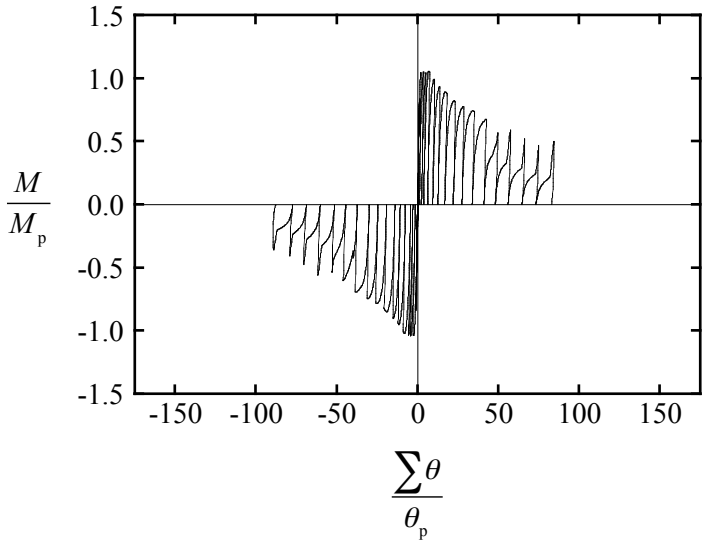


(b) Angle of applied force 45 deg.

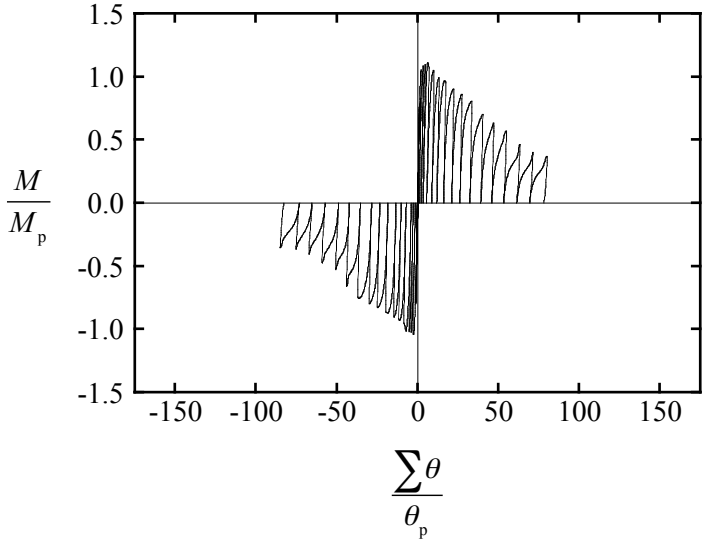
(E) Cold press formed SN490B $300 \times 300 \times 9$

Shear span ratio 6

Fig. 5.11 Cumulative load–deformation curve



(a) Angle of applied force 0 deg.



(b) Angle of applied force 45 deg.

(F) Built-up SN490B $300 \times 300 \times 9$

Shear span ratio 6

Fig. 5.11 Cumulative load–deformation curve

5.4　大変形挙動に及ぼす荷重条件の影響

本節では，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす荷重条件の影響を実験結果を用いて検討する．その大変形挙動に及ぼす繰返し荷重の影響と加力角度の影響を調べる．

本節では，曲げせん断力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検討する．最大耐力については，耐力上昇率を示す．耐力上昇率は最大曲げモーメントを全塑性モーメントで除して算出している．塑性変形能力については，塑性変形倍率を示す．塑性変形倍率は最大耐力時と最大耐力以後の塑性変形を考慮した最大耐力の95%耐力時で算出している．ただし，最大耐力の95%耐力が降伏耐力よりも小さい場合には，最大耐力以後の塑性変形を考慮した塑性変形倍率を降伏耐力時で算出している．繰返し曲げせん断力を受ける場合の塑性変形倍率は，5.3.2 項の包絡線に基づいている．

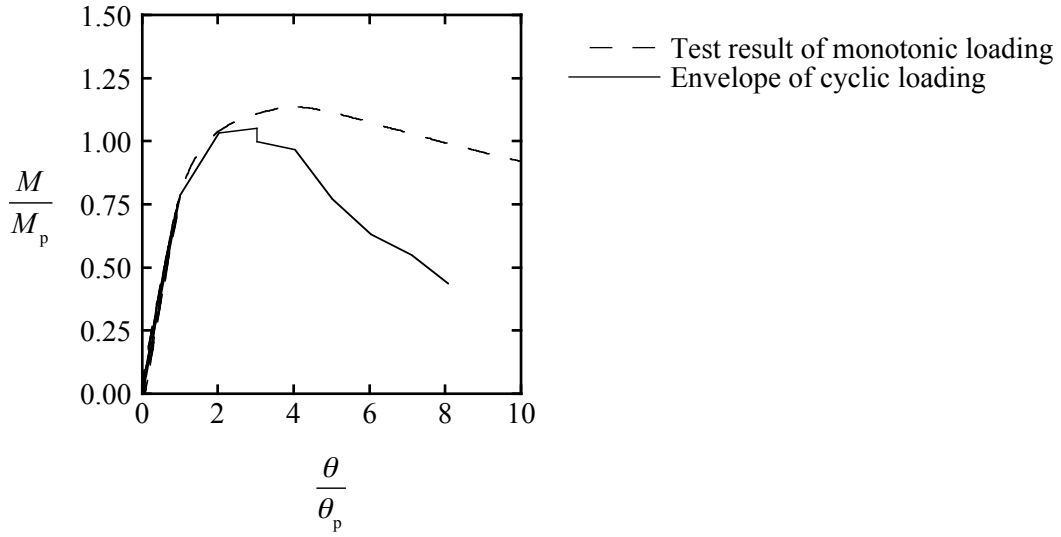
5.4.1　繰返し荷重の影響

本項では，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす繰返し荷重の影響を検討する．このために，4 章の単調曲げせん断実験の結果と本章の繰返し曲げせん断実験の結果を比較する．

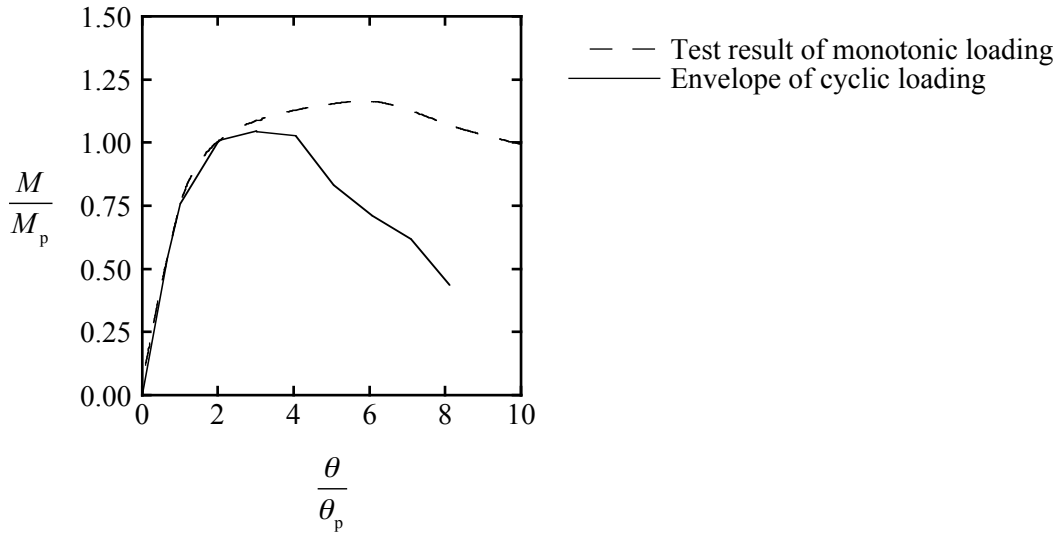
繰返し荷重の影響を調べるために，図 5.12 に単調曲げせん断実験と繰返し曲げせん断実験によって得られた基準化曲げモーメント M/M_{p} と基準化部材角 $\theta/\theta_{\mathrm{p}}$ との関係を示す．繰返し曲げせん断実験の結果として，5.3.2 項で作成した正側の包絡線を示している．図には加力角度 α が 0 度と 45 度の基準化曲げモーメントと基準化部材角との関係を示している．各図におけるパラメータは載荷履歴である．図から，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の最大耐力と塑性変形能力は繰返し荷重によって小さくなっている．また，単調曲げせん断実験の結果と繰返し曲げせん断実験の包絡線を比較すれば，最大耐力以後の劣化勾配も繰返し荷重によって大きくなっている．

最大耐力に及ぼす繰返し荷重の影響を調べるために，図 5.13 に単調曲げせん断実験と繰返し曲げせん断実験によって得られた耐力上昇率 $M_{\max}/M_{\mathrm{p}}$ と載荷履歴との関係を示す．図には加力角度 α が 0 度と 45 度の耐力上昇率と載荷履歴との関係を示している．繰返し曲げせん断実験の結果は正側の耐力上昇率である．図から，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の耐力上昇率は繰返し荷重によって小さくなっている．

塑性変形能力に及ぼす繰返し荷重の影響を調べるために，図 5.14 に単調曲げせん断実験と繰返し曲げせん断実験によって得られた塑性変形倍率 $\theta_{\max}/\theta_{\mathrm{p}}-1$ あるいは $\theta_{0.95}/\theta_{\mathrm{p}}-1$ と



(a)　Angle of applied force 0 deg.

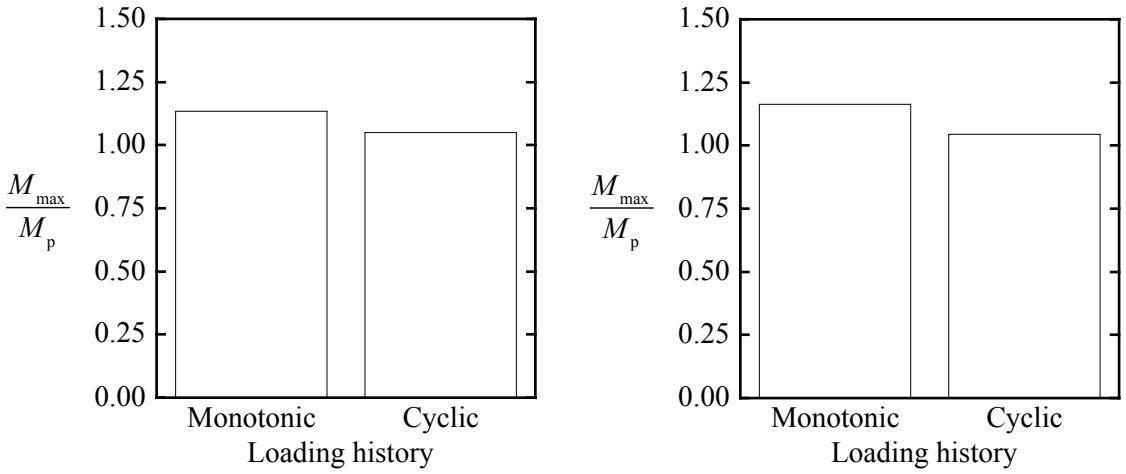


(b)　Angle of applied force 45 deg.

Cold roll formed　BCR295　200×200×8　Shear span ratio 6

Fig. 5.12　Test result of monotonic loading and envelope of cyclic loading

載荷履歴との関係を示す. 図 5.14(A)に最大耐力時の塑性変形倍率を示しており, 図 5.14(B)に最大耐力の 95%耐力時の塑性変形倍率を示している．図には加力角度α が 0 度と 45 度の塑性変形倍率と載荷履歴との関係を示している．繰返し曲げせん断実験の結果は正側の塑性変形倍率である．図から，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の塑性変形倍率



(a) Angle of applied force 0 deg. (b) Angle of applied force 45 deg.

Cold roll formed BCR295 200×200×8 Shear span ratio 6

Fig. 5.13 Effect of cyclic loading on ultimate strength

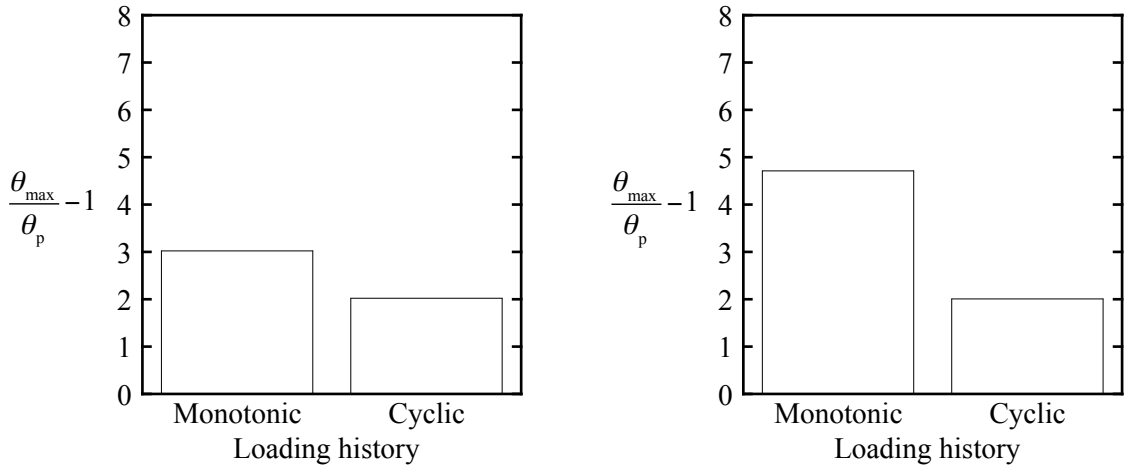
は繰返し荷重によって小さくなっている．特に，加力角度が 45 度の場合の繰返し荷重による塑性変形倍率の低下は大きい．

5.4.2 加力角度の影響

本項では，繰返し曲げせん断力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に及ぼす加力角度の影響を実験結果を用いて検討する．

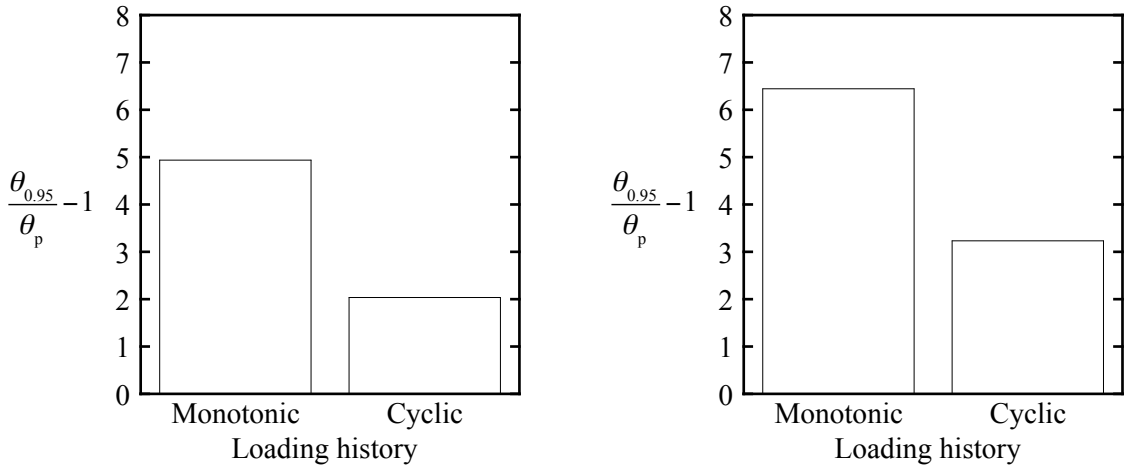
最大耐力に及ぼす加力角度の影響を調べるために，図 5.15 に繰返し曲げせん断実験によって得られた耐力上昇率 M_{max}/M_p と加力角度 α との関係を示す．図には正側と負側の耐力上昇率を示している．図から，冷間ロール成形角形鋼管 BCR295 の 300×300×6 と冷間ロール成形角形鋼管 STKR490 の 300×300×9 のように弾性局部座屈が生じる場合，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の耐力上昇率は加力角度が 45 度に近づくと大きくなる．これは，2.4.2 項の弾性局部座屈性状に及ぼす加力角度の影響で示したように，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の局部座屈耐力は加力角度が 45 度に近づくと大きくなることによる．これに対して，冷間ロール成形角形鋼管 BCR295 の 200×200×8 と 300×300×9 および冷間プレス成形角形鋼管 SN490B の 300×300×9 および溶接組立箱形断面 SN490B の 300×300×9 のように弾塑性局部座屈が生じる場合，耐力上昇率は加力角度の影響を大きくは受けていない．

塑性変形能力に及ぼす加力角度の影響を調べるために，図 5.16 に繰返し曲げせん断実験



(a) Angle of applied force 0 deg. (b) Angle of applied force 45 deg.

(A) Point of ultimate strength



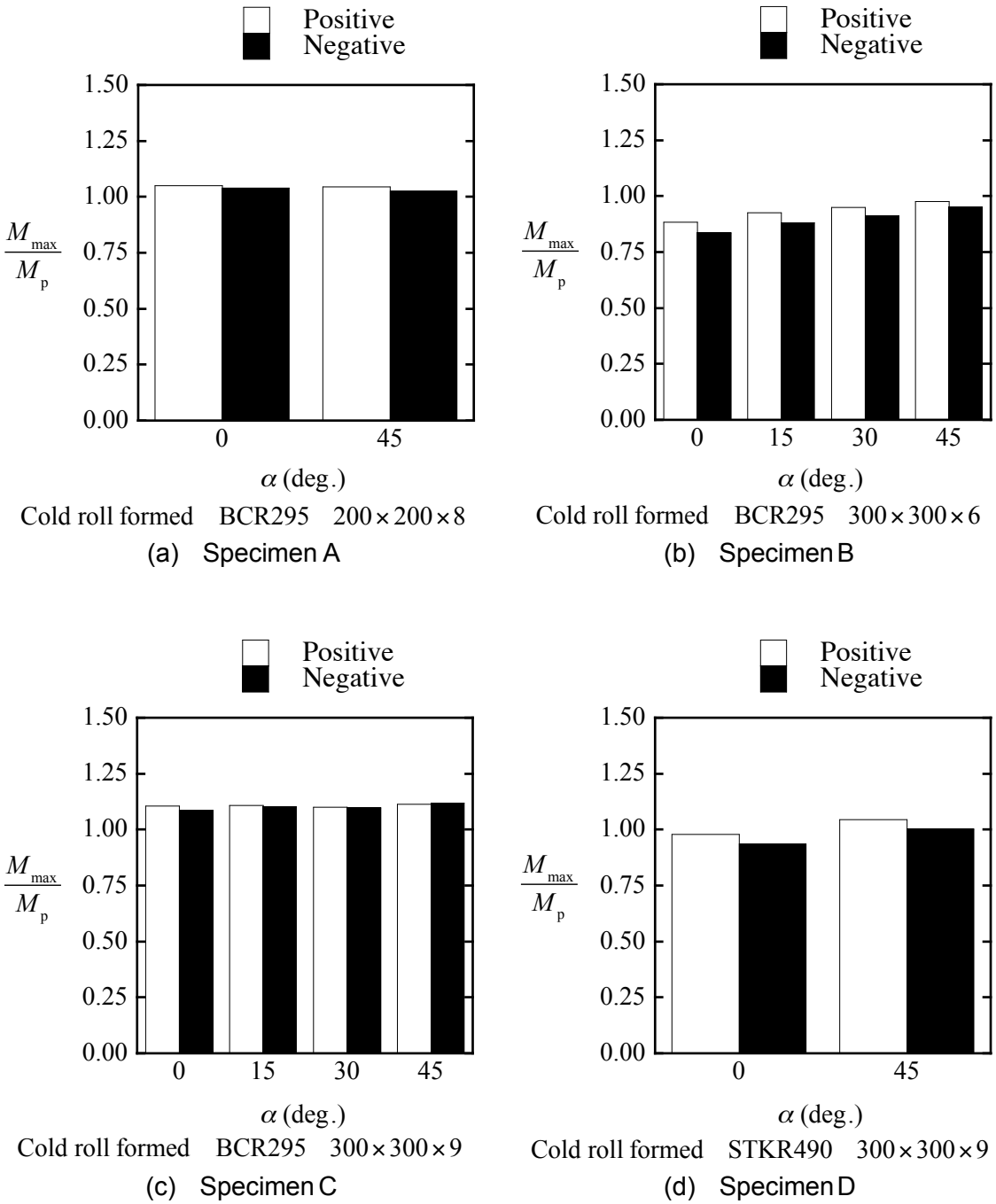
(a) Angle of applied force 0 deg. (b) Angle of applied force 45 deg.

(B) Point of 95 percent of ultimate strength

Cold roll formed BCR295 $200\times200\times8$ Shear span ratio 6

Fig. 5.14 Effect of cyclic loading on plastic deformation capacity

によって得られた塑性変形倍率θ_{max}/θ_p-1あるいは$\theta_{0.95}/\theta_p-1$と加力角度αとの関係を示す．図 5.16(A)に最大耐力時の塑性変形倍率を示しており，図 5.16(B)に最大耐力の 95%耐力時の塑性変形倍率を示している．図には正側と負側の塑性変形倍率を示している．図から，冷間ロール成形角形鋼管 STKR490 の$300\times300\times9$と冷間プレス成形角形鋼管 SN490B の$300\times300\times9$のように，最大耐力時の塑性変形倍率は加力角度が 45 度に近づくと大きく

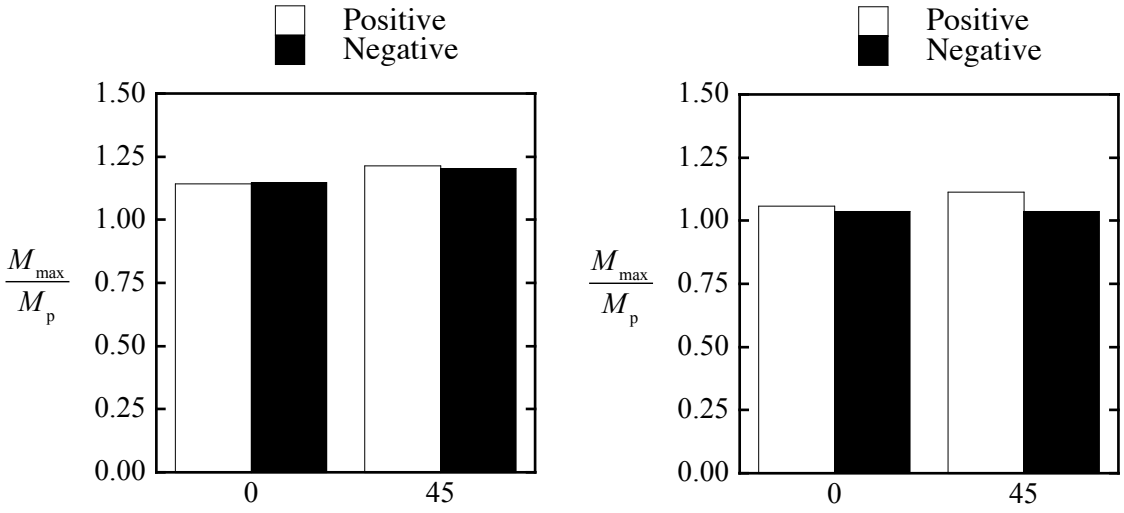


(A) Cold roll formed

Shear span ratio 6

Fig. 5.15 Effect of angle of applied force on ultimate strength

なる．これは，2.4.2 項の弾性局部座屈性状に及ぼす加力角度の影響で示したように，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の局部座屈耐力は加力角度が 45 度に近づくと大き

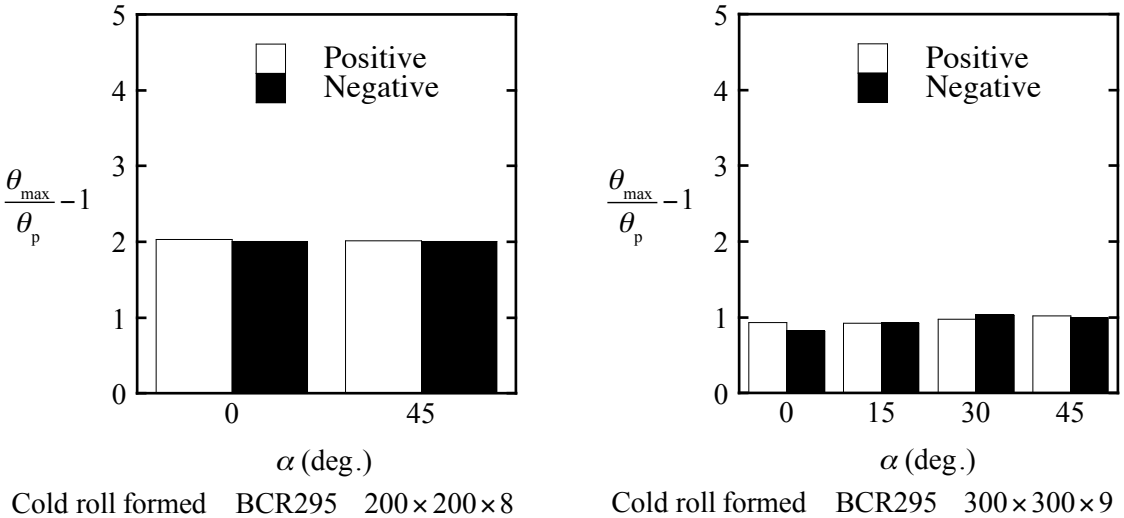


Cold press formed SN490B 300×300×9 (B) Cold press formed

Built-up SN490B 300×300×9 (C) Built-up

Shear span ratio 6

Fig. 5.15 Effect of angle of applied force on ultimate strength



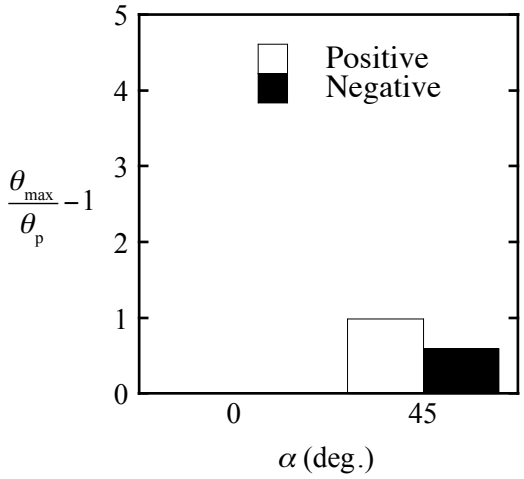
Cold roll formed BCR295 200×200×8 (a) Specimen A

Cold roll formed BCR295 300×300×9 (b) Specimen C

(A) Point of ultimate strength

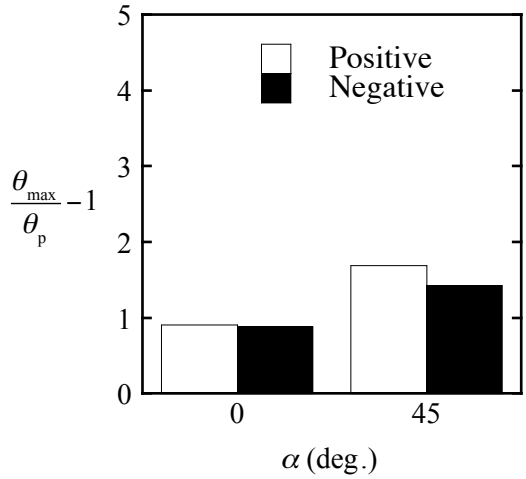
Shear span ratio 6

Fig. 5.16 Effect of angle of applied force on plastic deformation capacity



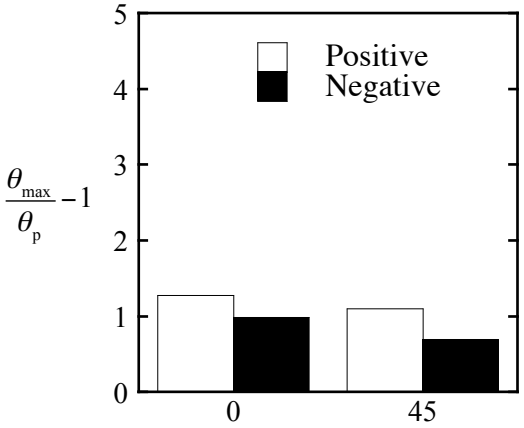
Cold roll formed　STKR490　300×300×9

(c)　Specimen D



Cold press formed　SN490B　300×300×9

(d)　Specimen E



Built - up　SN490B　300×300×9

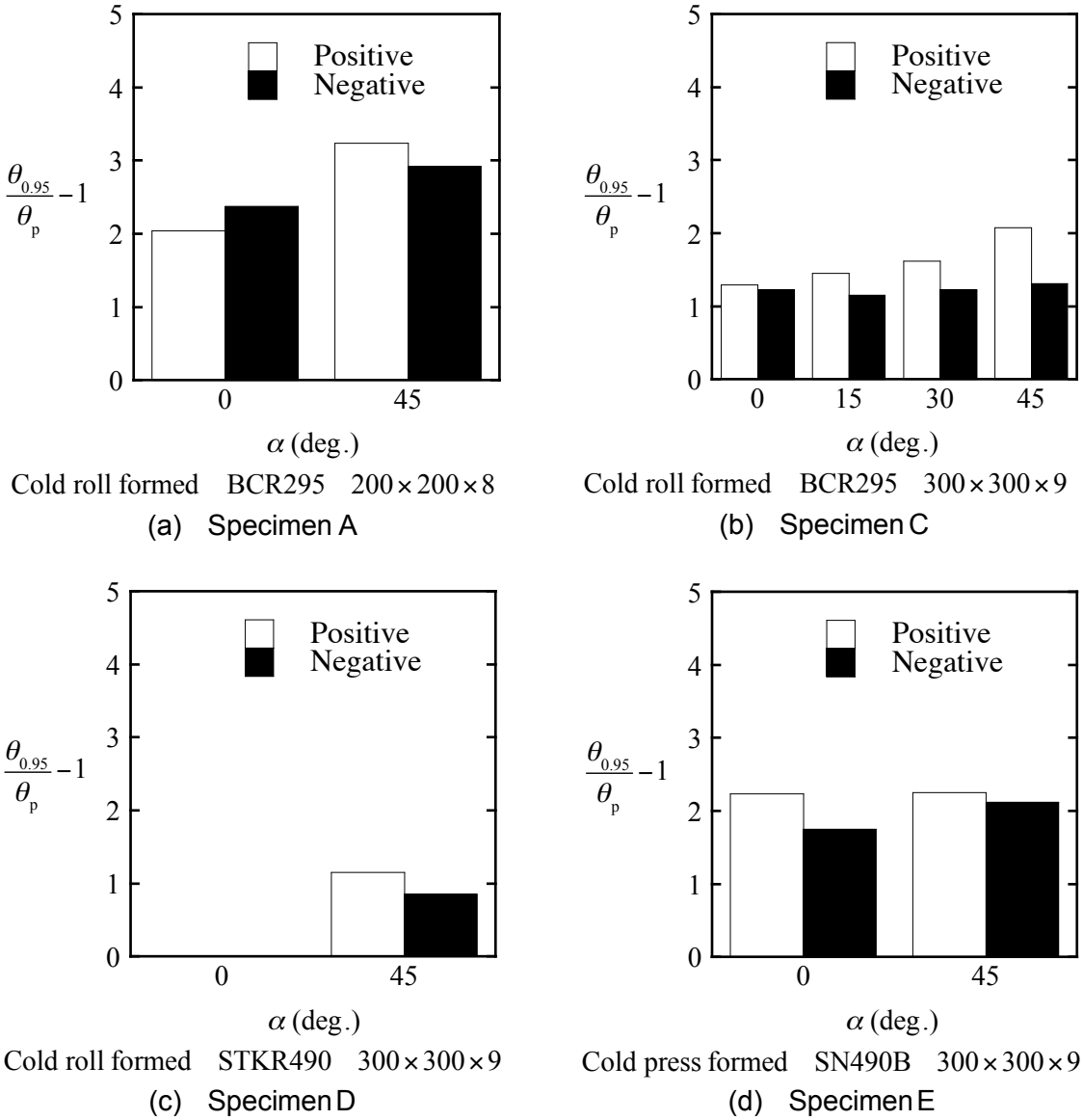
(e)　Specimen F

(A)　Point of ultimate strength

Shear span ratio 6

Fig. 5.16　Effect of angle of applied force on plastic deformation capacity

くなることによる．ただし，冷間ロール成形角形鋼管 BCR295 の 200×200×8 と 300×300×9 の最大耐力時の塑性変形倍率は加力角度の影響を大きくは受けていない．この要因として，繰返し荷重の影響が考えられる．しかし，冷間ロール成形角形鋼管 BCR295 の 200×200×8 と 300×300×9 のように，最大耐力時の塑性変形倍率が加力角度の影響を大きくは受けていない場合でも，最大耐力の 95%耐力時の塑性変形倍率は加力角度が 45 度に近づくと大きくなっている．これは，最大耐力以後の劣化勾配が加力角度が 45 度に近づ



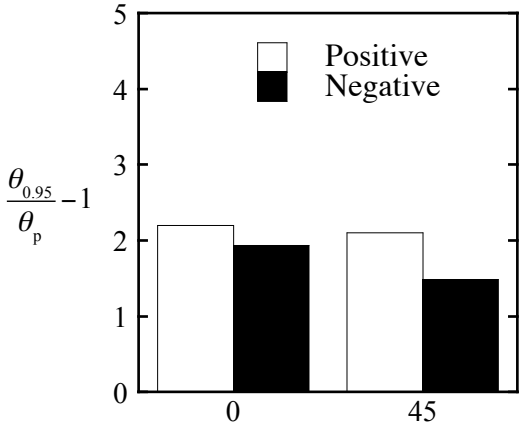
(B) Point of 95 percent of ultimate strength

Shear span ratio 6

Fig. 5.16 Effect of angle of applied force on plastic deformation capacity

くと小さくなるためである．以上のように，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の塑性変形能力は加力角度が 45 度に近づくと大きくなる．なお，溶接組立箱形断面 SN490B の加力角度が 45 度の試験体については, 部材とエンドプレートとの溶接部にき裂が生じており，これによって塑性変形能力が低下したと考えられる．

なお, 本節では, 全幅が 200 あるいは 300 mm の正方形中空断面部材を対象としており，検討範囲は限られているものの，本節で得られた大変形挙動に及ぼす荷重条件の影響に関



Built - up　SN490B　$300\times300\times9$

(e)　Specimen F

(B)　Point of 95 percent of ultimate strength

Shear span ratio 6

Fig. 5.16　Effect of angle of applied force on plastic deformation capacity

する知見は一般性のある傾向を示していると考える．曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の塑性変形能力は繰返し荷重によって小さくなり, 加力角度が 45 度に近づくと大きくなると考える.

5.5　最大耐力と塑性変形能力

本節では，繰返し曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の最大耐力および塑性変形能力と弾性局部座屈耐力による基準化幅厚比との関係を検討する．繰返し曲げせん断力を受ける場合の最大耐力および塑性変形能力と単調曲げせん断力を受ける場合の評価式との関係を調べる．また，繰返し曲げせん断力を受ける場合の累積塑性変形能力と塑性変形能力との関係を示す.

ここで, 4.2 節で提案した正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力と全塑性耐力による基準化幅厚比は式(4.2)であり，式(5.4)によって表される.

$$\sqrt{\frac{M_p}{M_{cr}}}=\sqrt{\frac{\sigma_y Z_p}{5.6\left(1+0.6\sin 2\alpha\right)\left(1+1.7\dfrac{\beta}{\lambda}\right)\dfrac{\pi^2 E}{12\left(1-\nu^2\right)}\dfrac{1}{\left(B/t\right)^2}Z}} \tag{5.4}$$

ここに，M_{cr} は弾性局部座屈モーメント，M_p は全塑性モーメント，E はヤング係数，ν は

ポアソン比（$\nu = 0.3$），σ_y は降伏応力，Z は断面係数，Z_p は塑性断面係数，B は全幅，t は板厚，λ は辺長比（材長を全幅で除した比），α は加力角度，β は曲げモーメント勾配である．図 2.1 に弾性局部座屈解析のモデルを示している．辺長比 λ の範囲は 4 以上である．加力角度 α の範囲は 0 度以上 45 度以下である．曲げモーメント勾配 β の範囲は 0.0 以上 2.0 以下である．加力角度 α が 0 度の荷重条件は一軸曲げであり，加力角度 α が 45 度の荷重条件は二軸曲げである．曲げモーメント勾配 β が 0 の荷重条件は一様曲げであり，曲げモーメント勾配 β が 2 の荷重条件は逆対称曲げせん断力である．

5.5.1 最大耐力

繰返し曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の最大耐力を調べるために，図 5.17 に耐力上昇率 M_{max}/M_p と基準化幅厚比 $\sqrt{M_p/M_{cr}}$ との関係を示す．耐力上昇率は最大曲げモーメントを全塑性モーメントで除して算出している．基準化幅厚比は式(5.4)によって算出している．図には，表 5.1 に示す試験体名と加力角度 α と正側と負側との別を示している．ここで，4.7.1 項で提案した単調曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の耐力上昇率の評価式は式(4.10)であり，式(5.5)によって表される．

$$\frac{M_{max}}{M_p} = -0.5\left(\sqrt{\frac{M_p}{M_{cr}}} - 0.7\right) + 1.0 \tag{5.5}$$

ここに，M_{max} は最大曲げモーメント，M_p は全塑性モーメント，M_{cr} は弾性局部座屈モーメントである．図には，耐力上昇率の評価式である式(5.5)を実線で表している．図から，単調曲げせん断力を受ける場合の安全側の評価式である式(5.5)によって，繰返し曲げせん断力を受ける場合の耐力上昇率をおおむね妥当に評価できている．

5.5.2 塑性変形能力

本項では，繰返し曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の塑性変形能力を検討する．塑性変形能力として塑性変形倍率を示すが，塑性変形倍率は最大耐力時と最大耐力以後の塑性変形を考慮した最大耐力の 95%耐力時で算出している．ただし，最大耐力の 95%耐力が降伏耐力よりも小さい場合には，最大耐力以後の塑性変形を考慮した塑性変形倍率を降伏耐力時で算出している．繰返し曲げせん断力を受ける場合の塑性変形倍率は，5.3.2 項の包絡線に基づいている．

繰返し曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の塑性変形能力を調べるために，図 5.18 に塑性変形倍率 $\theta_{max}/\theta_p - 1$ あるいは $\theta_{0.95}/\theta_p - 1$ と基準化幅厚比 $\sqrt{M_p/M_{cr}}$ との関係を示す．図 5.18(a)に最大耐力時の塑性変形倍率を示しており，図 5.18(b)に最大耐力の 95%耐

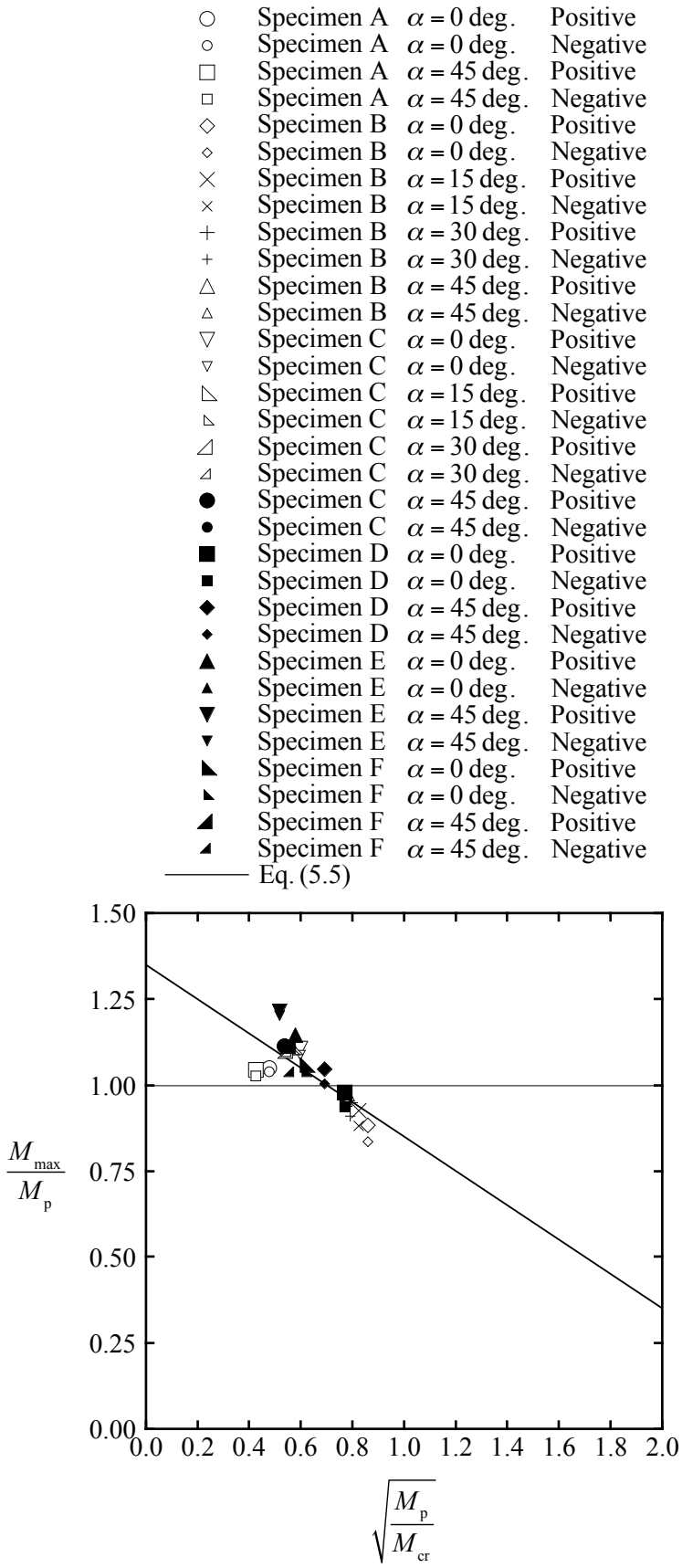
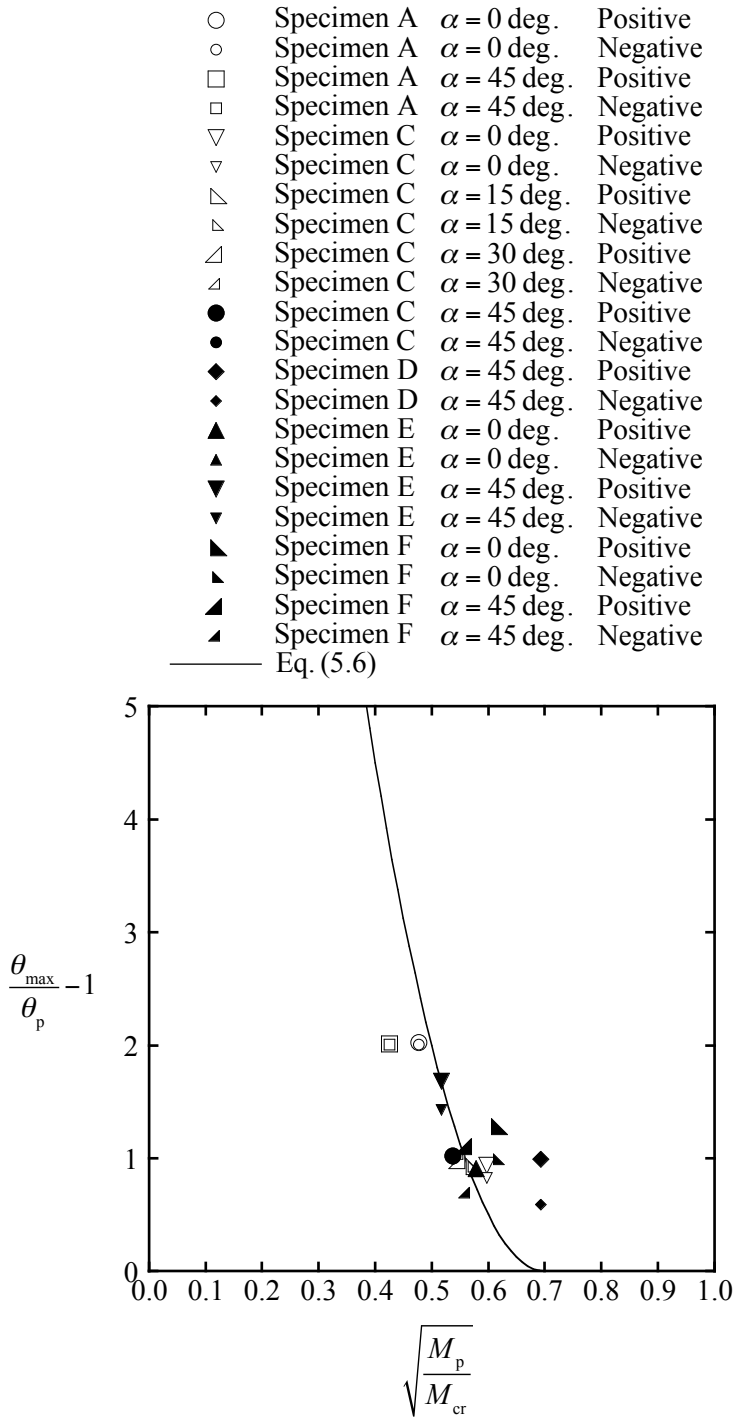


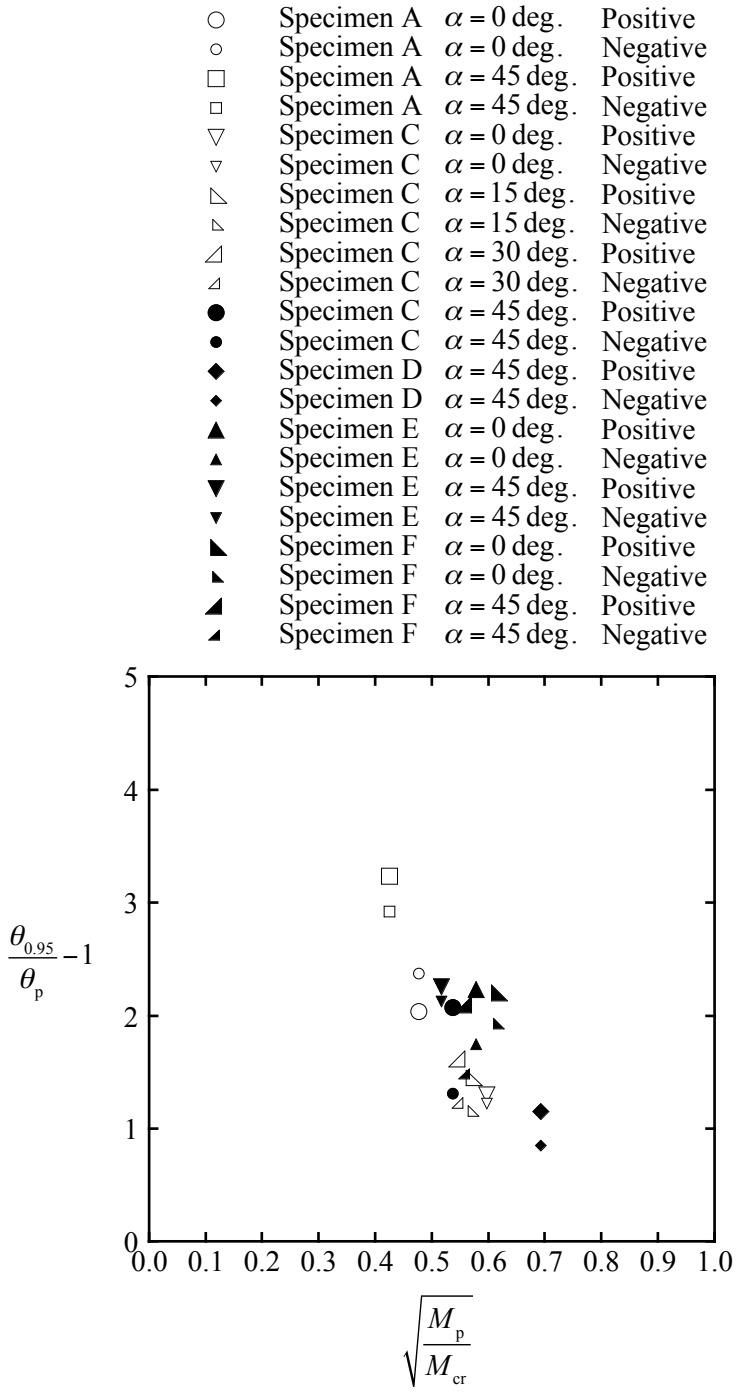
Fig. 5.17 Ultimate strength under cyclic bending shear force



(a) Point of ultimate strength

Fig. 5.18 Plastic deformation capacity under cyclic bending shear force

力時の塑性変形倍率を示している．塑性変形倍率の計算に必要な全塑性モーメント相当部材角は式(5.3)によって算出している．基準化幅厚比は式(5.4)によって算出している．図に



(b) Point of 95 percent of ultimate strength

Fig. 5.18 Plastic deformation capacity under cyclic bending shear force

は，表 5.1 に示す試験体名と加力角度αと正側と負側との別を示している．ここで，4.7.2 項で提案した単調曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の塑性変形倍率の評価式は式

(4.12)であり，式(5.6)によって表される．

$$\frac{\theta_{\max}}{\theta_{\mathrm{p}}}-1=50\left(\sqrt{\frac{M_{\mathrm{p}}}{M_{\mathrm{cr}}}}-0.7\right)^{2} \tag{5.6}$$

ここに，$\theta_{\max}$ は最大耐力時部材角，θ_{p} は全塑性モーメント相当部材角，M_{p} は全塑性モーメント，M_{cr} は弾性局部座屈モーメントである．図には，最大耐力時の塑性変形倍率の評価式である式(5.6)を実線で表している．図から，5.4.1 項で示したように塑性変形能力は繰返し荷重の影響によって低下するものの，単調曲げせん断力を受ける場合の安全側の評価式である式(5.6)によって，繰返し曲げせん断力を受ける場合の塑性変形倍率をおおむね妥当に評価できている．式(5.6)は初期不整として最も不利な座屈モードによる元たわみを与えた解析結果を安全側に評価して作成したものであり，単調曲げせん断力を受ける場合の塑性変形倍率の下限をおおむねおさえている．この評価式によって，繰返し曲げせん断力を受ける場合の塑性変形倍率をおおむね妥当に評価できている．ただし，基準化幅厚比が大きい範囲では塑性変形倍率の実験値は評価式よりも大きく，基準化幅厚比が小さい範囲では塑性変形倍率の実験値は評価式よりも小さくなっている．これは，基準化幅厚比が大きい範囲では初期不整の影響が繰返し荷重の影響よりも大きく，基準化幅厚比が小さい範囲では繰返し荷重の影響が初期不整の影響よりも大きいためと考える．基準化幅厚比が大きい場合には，繰返し荷重の影響は小さく，初期不整として有利な塑性変形倍率の実験値が評価式よりも大きくなっている．一方，基準化幅厚比が小さい場合には，繰返し荷重の影響は大きく，塑性変形倍率は繰返し荷重によって低下し，実験値が評価式よりも小さくなっている．なお，溶接組立箱形断面 SN490B の $300\times300\times9$（試験体 F）は鋼構造限界状態設計指針 [6]の幅厚比区分において塑性変形倍率が 4 以上の部材に区分されているが，その最大耐力時の塑性変形倍率は 2 に達していない．この要因として，繰返し荷重の影響が考えられる．曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の塑性変形能力は載荷履歴の影響を受けるが，本研究では載荷履歴を図 5.7 に示している繰返し回数が 3 回の正負交番部材角漸増繰返し載荷としている．

5.5.3 累積塑性変形能力

繰返し曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の累積塑性変形能力を調べるために，図 5.19 に累積塑性変形倍率 $\sum\theta_{\max}/\theta_{\mathrm{p}}-1$ と塑性変形倍率 $\theta_{\max}/\theta_{\mathrm{p}}-1$ との関係を示す．図には，最大耐力時の累積塑性変形倍率と塑性変形倍率を示している．累積塑性変形倍率は

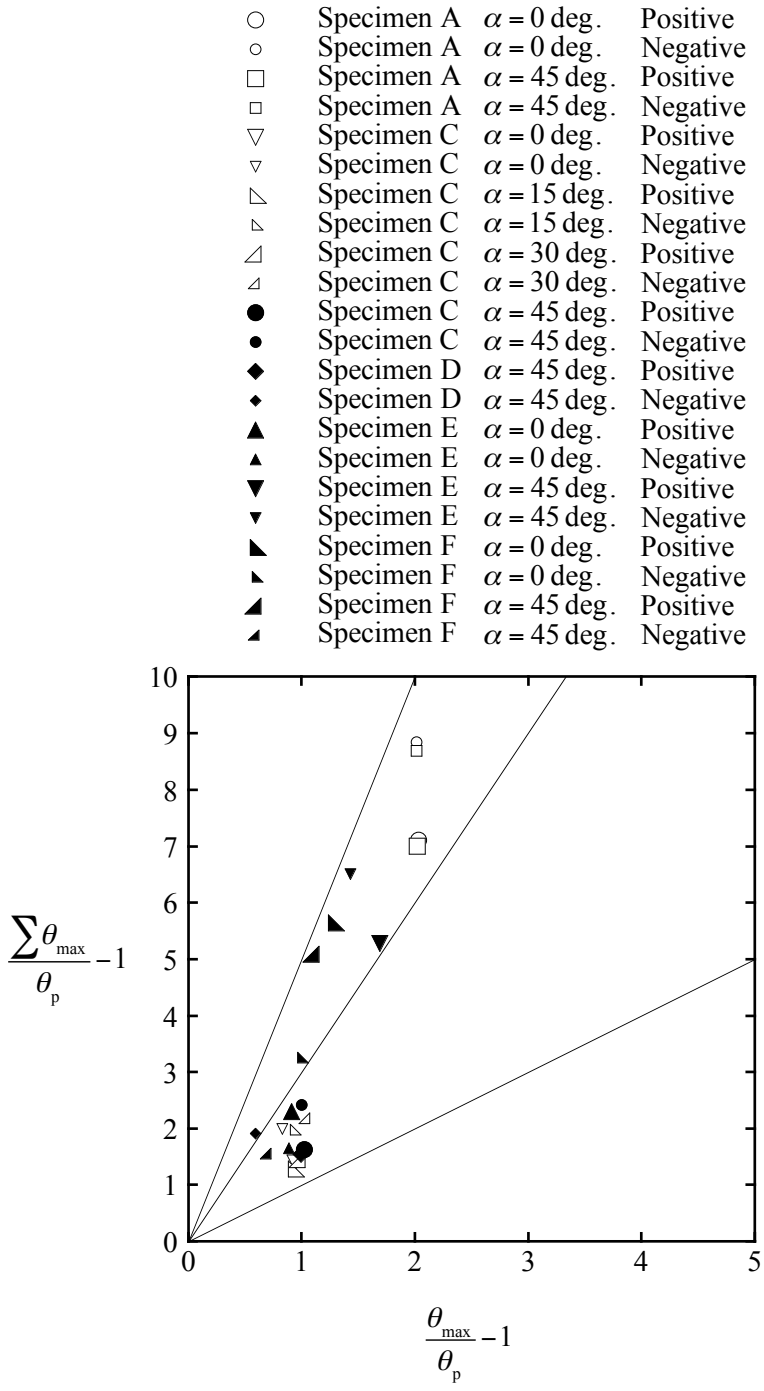


Fig. 5.19　Cumulative plastic deformation capacity and plastic deformation capacity

5.3.3 項の累積荷重変位関係に基づいており，塑性変形倍率は 5.3.2 項の包絡線に基づいている．累積塑性変形倍率と塑性変形倍率の計算に必要な全塑性モーメント相当部材角は式(5.3)によって算出している．図には，表 5.1 に示す試験体名と加力角度αと正側と負側と

の別を示している．また，累積塑性変形倍率と塑性変形倍率との比が 1 と 3 と 5 の直線を参考として実線で表している．図から，累積塑性変形倍率は塑性変形倍率が大きくなると大きくなる．また，累積塑性変形倍率と塑性変形倍率は直線関係にない．横軸の塑性変形倍率が 1 の場合には縦軸の累積塑性変形倍率は 2 程度になっており，横軸の塑性変形倍率が 2 の場合には縦軸の累積塑性変形倍率は 8 程度になっている．曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の累積塑性変形能力は載荷履歴の影響を受けるが，本研究では載荷履歴を図 5.7 に示している繰返し回数が 3 回の正負交番部材角漸増繰返し載荷としている．

なお，本節の最大耐力と塑性変形能力は，全幅が 200 あるいは 300 mm と比較的小さな正方形中空断面部材の実験によって得られており，断面形状が大きな正方形中空断面部材が繰返し曲げせん断力を受ける場合の最大耐力と塑性変形能力については今後検討していく必要がある．

5.6 まとめ

本章では，繰返し曲げせん断力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実験によって検討し，その大変形挙動に及ぼす荷重条件の影響を調べるとともに，最大耐力や塑性変形能力と弾性局部座屈耐力による基準化幅厚比との関係を示した．

まず，正方形中空断面部材の繰返し曲げせん断実験によって得られた荷重変位関係と局部座屈形状を示した．その上で，荷重変位関係における直接の塑性変形能力を検討するために，繰返し荷重変位関係から包絡線を作成した．また，累積塑性変形能力を調べるために，繰返し荷重変位関係から累積荷重変位関係を作成した．

繰返し荷重変位関係の包絡線を得た上で，この包絡線を用いて，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす繰返し荷重の影響と加力角度の影響を検討した．繰返し荷重の影響については，塑性変形能力は繰返し荷重によって小さくなり，最大耐力以後の劣化勾配も繰返し荷重によって大きくなる．特に，加力角度が 45 度の場合の繰返し荷重による塑性変形能力の低下は大きい．加力角度の影響については，弾性局部座屈が生じる場合には最大耐力は加力角度が 45 度に近づくと大きくなるが，弾塑性局部座屈が生じる場合には最大耐力は加力角度の影響を大きくは受けない．また，塑性変形能力は加力角度が 45 度に近づくと大きくなる．これは，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の局部座屈耐力は加力角度が 45 度に近づくと大きくなることによる．

さらに，繰返し曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の耐力上昇率と塑性変形倍率

を検討し，単調曲げせん断力を受ける場合の評価式との関係を調べた．単調曲げせん断力を受ける場合の評価式は初期不整として最も不利な座屈モードによる元たわみを与えた解析結果を安全側に評価して作成したものであり，単調曲げせん断力を受ける場合の耐力上昇率と塑性変形倍率の下限をおおむねおさえている．これらの評価式によって，繰返し曲げせん断力を受ける場合の耐力上昇率と塑性変形倍率もおおむね妥当に評価できることを示した．また，繰返し曲げせん断力を受ける場合の累積塑性変形倍率と塑性変形倍率との関係も検討した．

第 6 章　結論

本研究では，正方形中空断面部材の局部座屈性状を解析と実験によって検討し，局部座屈耐力に基づく変形性能の評価を行った．まず，理想状態における弾性局部座屈性状を理論解析によって検討し，板要素の連成効果および曲げとせん断と圧縮による応力状態を考慮した弾性局部座屈耐力を明らかにした．また，製造方法と鋼種と形状が異なる実部材の初期不整を測定した上で，局部座屈を伴う大変形挙動に及ぼす材料的初期不整と幾何学的初期不整の影響を数値解析によって明らかにした．以上の知見を踏まえ，曲げせん断力を受ける場合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って検討し，最大耐力と塑性変形能力を弾性局部座屈耐力を用いて部材形状や荷重条件などに応じた形で評価した．さらに，繰返し曲げせん断力を受ける場合の局部座屈を伴う大変形挙動を構造実験によって検討し，最大耐力と塑性変形能力を示した．

第 2 章では，二軸曲げせん断力と軸圧縮力を受ける正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力を板要素の連成効果を考慮した形で理論的に導出し，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，単純で合理的な部材形状と応力状態を考慮した弾性局部座屈耐力の近似式を提案した．現状では正方形中空断面部材の幅厚比制限値が部材形状や荷重条件に関わらず純圧縮を受ける四辺単純支持平板の弾性局部座屈耐力で定められているが [4)]，本研究の弾性局部座屈耐力の近似式によって，材端支持条件と幅厚比と辺長比と加力角度と曲げモーメント勾配と軸力比に応じた弾性局部座屈耐力の簡単な計算が可能になる．正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力の評価においては，板要素の境界条件と応力状態を正しく考慮することが重要である．板要素の境界条件については，長辺の境界条件は応力状態の影響を受けるため，任意の応力状態の弾性局部座屈耐力を理解するためには長辺を板要素の連成効果を考慮した弾性支持とする必要がある．板要素の応力状態については，辺長比が現実的な場合，曲げモーメント勾配が大きくなると弾性局部座屈耐力は大きくなり，加力角度が 45 度に近づくと弾性局部座屈耐力は大きくなり，軸圧縮力が大きくなると弾性局部座屈耐力は小さくなる．以上の知見を踏まえ，本研究では板要素の連成効果および曲げとせん断と圧縮による応力状態を考慮した弾性局部座屈耐力の近似式を提案している．さらに，正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，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．本研究の弾性局部座屈耐力の近似式によって，角部曲率半径を有する正方形中空断面部材の弾性局部座屈耐力を妥当あるいは安全側に評価できる．

第 3 章では，正方形中空断面部材の初期不整を試験によって測定し，その局部座屈を伴

う大変形挙動に及ぼす初期不整の影響を軸圧縮の解析によって明らかにし，その最大耐力と塑性変形能力を解析と実験によって調べて現在の幅厚比制限値[4),5)]の妥当性を検討した．正方形中空断面部材の局部座屈を伴う大変形挙動は板要素の幾何学的初期不整の影響を大きく受け，製造加工による他の初期不整の影響を大きく受けない．まず，製造方法と鋼種と形状が異なる正方形中空断面部材の材料的初期不整と幾何学的初期不整を試験によって測定した．冷間ロール成形角形鋼管部材と冷間プレス成形角形鋼管部材と溶接組立箱形断面部材を対象として，材料的初期不整である材料特性の断面内変化と残留応力および幾何学的初期不整である板要素の元たわみを検討した．実部材が有する初期不整を測定した上で，正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす材料的初期不整と幾何学的初期不整の影響を荷重条件が単純な軸圧縮の解析によって明らかにした．初期不整である材料特性の断面内変化と残留応力と板要素の元たわみと角部曲率半径の影響を有限要素法解析によって検討した．正方形中空断面部材の局部座屈を伴う大変形挙動に及ぼす板要素の元たわみの影響は大きく，材料特性の断面内変化と残留応力と角部曲率半径の影響は大きくない．初期不整として座屈モードに相当する元たわみのみを与える解析によって，各種の初期不整を有する場合に対して妥当あるいは安全側の最大耐力と塑性変形能力が得られる．さらに，初期不整の影響に対する知見を踏まえ，軸圧縮力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解析と実験によって検討し，鋼構造設計規準[4)]と鋼構造塑性設計指針[5)]の幅厚比制限値が製造方法と鋼種が異なる正方形中空断面部材に対して妥当であることを示した．

第 4 章では，曲げせん断力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解析と実験によって検討し，その大変形挙動に及ぼす初期不整の影響と荷重条件の影響を調べるとともに，最大耐力と塑性変形能力を弾性局部座屈耐力と全塑性耐力に基づき評価した．本研究の評価式によって，曲げせん断力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部材形状や荷重条件などに応じた形で予測することが可能になる．まず，正方形中空断面部材の最大耐力と塑性変形能力の評価のために，弾性局部座屈耐力による基準化幅厚比を提案した．この基準化幅厚比は弾性局部座屈モーメントと全塑性モーメントに基づいており，部材形状である辺長比と荷重条件である加力角度や曲げモーメント勾配などに応じた幅厚比である．また，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす初期不整の影響を有限要素法解析によって検討した．初期不整として座屈モードによる元たわみのみを与える解析によって，各種の初期不整を有する正方形中空断面

部材に対して妥当あるいは安全側の最大耐力と塑性変形能力が得られる．また，正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす角部曲率半径の影響は小さい．さらに，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす荷重条件の影響を解析と実験によって検討した．正方形中空断面部材の最大耐力と塑性変形能力は，加力角度が 45 度に近づくと大きくなり，せん断スパン比が小さくなると大きくなる．これは，弾性局部座屈性状が示すように，正方形中空断面部材の局部座屈耐力は，加力角度が 45 度に近づくと大きくなり，せん断スパン比が小さくなると大きくなることによる．曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす初期不整の影響と荷重条件の影響を理解した上で，その最大耐力と塑性変形能力を解析と実験によって検討し，最大耐力と塑性変形能力を弾性局部座屈耐力による基準化幅厚比を用いて評価した．塑性変形倍率が 3 以下程度の現実的な範囲であれば，耐力上昇率と塑性変形倍率に及ぼす材料特性の影響は大きくなく，本研究の評価式によって耐力上昇率と塑性変形倍率を部材形状や荷重条件などに応じた形で予測できる．

第 5 章では，繰返し曲げせん断力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実験によって検討し，その大変形挙動に及ぼす荷重条件の影響を調べるとともに，最大耐力や塑性変形能力と弾性局部座屈耐力による基準化幅厚比との関係を示した. まず，正方形中空断面部材の繰返し曲げせん断実験によって得られた荷重変位関係と局部座屈形状を示した．その上で，荷重変位関係における直接の塑性変形能力を検討するために，繰返し荷重変位関係から包絡線を作成した．また，累積塑性変形能力を調べるために，繰返し荷重変位関係から累積荷重変位関係を作成した．繰返し荷重変位関係の包絡線を得た上で，この包絡線を用いて，曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の大変形挙動に及ぼす繰返し荷重の影響と加力角度の影響を検討した．繰返し荷重の影響については，塑性変形能力は繰返し荷重によって小さくなり，最大耐力以後の劣化勾配も繰返し荷重によって大きくなる. 特に, 加力角度が 45 度の場合の繰返し荷重による塑性変形能力の低下は大きい．加力角度の影響については，弾性局部座屈が生じる場合には最大耐力は加力角度が 45 度に近づくと大きくなるが，弾塑性局部座屈が生じる場合には最大耐力は加力角度の影響を大きくは受けない．また，塑性変形能力は加力角度が 45 度に近づくと大きくなる．これは, 曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の局部座屈耐力は加力角度が 45 度に近づくと大きくなることによる．さらに，繰返し曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の耐力上昇率と塑性変形倍率を検討し，単調曲げせん断力を受ける場合の評価式との関係を調

べた．単調曲げせん断力を受ける場合の評価式は初期不整として最も不利な座屈モードによる元たわみを与えた解析結果を安全側に評価して作成したものであり，単調曲げせん断力を受ける場合の耐力上昇率と塑性変形倍率の下限をおおむねおさえている．これらの評価式によって，繰返し曲げせん断力を受ける場合の耐力上昇率と塑性変形倍率もおおむね妥当に評価できることを示した．また，繰返し曲げせん断力を受ける場合の累積塑性変形倍率と塑性変形倍率との関係も検討した．

以上を要するに，本研究は正方形中空断面部材の局部座屈性状の決定要因を明らかにしたものであり，本研究によって曲げせん断力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部材形状や荷重条件などに応じた形で合理的に予測することが可能になる．

謝　辞

本研究は日本鉄鋼連盟の 2013 年度「鋼構造研究・教育助成事業」および日本学術振興会の科学研究費助成事業（課題番号 26・9116）による助成を受けて行ったものであります．ここに記して感謝の意を表します．

本研究を進めるにあたり，終始懇切かつ適切なご指導ご鞭撻を賜りました東京工業大学准教授 博士（工学） 五十嵐規矩夫先生に心から感謝の意を表します．先生には研究室に在籍した 6 年間お世話になり，本研究に取組む機会を与えて頂くとともに，研究に対する姿勢や工学的な論文の在り方など数多くのご教示を賜りました．ここに，厚くお礼申し上げます．

学位論文審査においては，東京工業大学教授 工学博士 小河利行先生，東京工業大学教授 工学博士 時松孝次先生，東京工業大学教授 工学博士 竹内徹先生，東京工業大学教授 工学博士 坂田弘安先生, 東京工業大学准教授 工学博士 堀田久人先生から貴重なご意見を頂き，ご指導を賜りました．ここに，感謝の意を表します．

カリフォルニア大学サンディエゴ校教授 Ph.D. Uang Chia-Ming 先生には，海外研修などにおいてお世話になり，多大なご協力と貴重なご助言を頂きました．ここに，感謝の意を表します．

浙江大学准教授 博士（工学） Wang Tao 先生には，学部 4 年生の時に研究室の先輩としてお世話になり，貴重なご助言を頂くとともに，ご指導を賜りました．ここに，感謝の意を表します．

東京工業大学五十嵐研究室の学生の皆様には，本研究を進めるにあたり，多大なご協力と貴重なご助言を頂きました．ご助力を頂きました末國良太氏, 井畔文彦氏, 小坂圭祐氏，鞆伸之氏，村上翔氏，篠原卓馬氏，吉澤克仁氏，大西佑樹氏，岡本純氏，宮崎曉氏，稲葉澄氏，長谷川龍太氏，柳下義博氏，久保田大貴氏，白井大悟氏，横山佳史氏，宇津木優一氏，岡見幸氏，高橋大夢氏，和田直大氏に，感謝申し上げます．

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

最後に，著者を支えてくれた家族に深く感謝いたします．

参 考 文 献

1) 2008 年版冷間成形角形鋼管設計・施工マニュアル編集委員会：2008 年版冷間成形角形鋼管設計・施工マニュアル，2008
2) 島田侑子，吹田啓一郎，山田哲，松岡祐一，多田元英，大崎純，笠井和彦：震動台実験における倒壊挙動－実大 4 層鉄骨造建物の完全崩壊実験　その 3－，日本建築学会構造系論文集，Vol. 75，No. 653，pp. 1351–1360，2010.7
3) 久保田淳，高橋元美，澤本佳和，清川貴世，小鹿紀英，鈴木芳隆：振動台実験による層および部材の挙動　鉄骨造高層建物の崩壊余裕度定量化に関する研究開発（その 9），日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 1245–1246，2014.9
4) 日本建築学会：鋼構造設計規準－許容応力度設計法－，2005
5) 日本建築学会：鋼構造塑性設計指針，2010
6) 日本建築学会：鋼構造限界状態設計指針・同解説，2010
7) 建築物の構造関係技術基準解説書編集委員会：2007 年版建築物の構造関係技術基準解説書，2008
8) American Institute of Steel Construction: *Specification for Structural Steel Buildings*, ANSI/AISC 360-10, 2010
9) Timoshenko, S. P. and Gere, J. M.: *Theory of Elastic Stability*, McGraw-Hill Book Company, 1961
10) 加藤勉，秋山宏，北沢進：局部座屈を伴う箱形断面部材の変形，日本建築学会論文報告集，No. 268，pp. 71–76，1978.6
11) 加藤勉，西山功：冷間成形角形鋼管の局部座屈強さおよび変形能力，日本建築学会論文報告集，No. 294，pp. 45–52，1980.8
12) 鈴木敏郎，酒井新吉，眞家秀夫，木村克次：箱形断面柱部材の弾塑性挙動に関する実験，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 1153–1154，1980.9
13) 松井千秋，森野捷輔，津田惠吾：軸力と曲げを受ける角形鋼管柱の弾性局部座屈強度について，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 1917–1918，1982.10
14) 三谷勲，松井千秋，津田惠吾：角形鋼管柱の塑性変形能力評価式，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 1299–1300，1984.10
15) 辻岡静雄，五十嵐定義，杉山茂穂：冷間成形角形鋼管部材の弾塑性曲げ性状に関する実験的研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 1113–1114，1986.8
16) 木村衛，金子洋文：角形鋼管の局部座屈性状と幅厚比評価について，日本建築学会構

造系論文報告集，No. 372，pp. 65–71，1987.2

17) 加藤勉:閉断面部材の局部座屈と変形能力, 日本建築学会構造系論文報告集, No. 378, pp. 27–36，1987.8

18) Key, P. W., Hasan, S. W., and Hancock, G. J.: Column Behavior of Cold-Formed Hollow Sections, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol. 114, No. 2, pp. 390–407, 1988.2

19) 加藤勉，青木博文，黒澤隆志：冷間成形角形鋼管の塑性ひずみ履歴と残留応力，日本建築学会構造系論文報告集，No. 385，pp. 39–48，1988.3

20) 井上哲郎，桑村仁：降伏棚のある低降伏比 60 キロ高張力鋼短柱の応力－ひずみ特性（十字形および箱形断面），構造工学論文集，Vol. 37B，pp. 225–238，1991.3

21) 秋山宏，桑村仁，山田哲，邱榮政，菊川春三：角形鋼管の終局挙動に及ぼす製造工程の影響，構造工学論文集，Vol. 38B，pp. 399–410，1992.3

22) 井上哲郎：低降伏比高張力鋼箱形断面梁およびビームコラムの終局耐力と変形能力，構造工学論文集，Vol. 38B，pp. 431–441，1992.3

23) Key, P. W. and Hancock, G. J.: A Theoretical Investigation of the Column Behaviour of Cold-Formed Square Hollow Sections, *Thin-Walled Structures*, Vol. 16, pp. 31–64, 1993

24) 加藤勉，井上哲郎：高張力鋼箱形断面部材の局部座屈と変形能力，日本建築学会構造系論文報告集，No. 444，pp. 115–123，1993.2

25) 山田哲，秋山宏，桑村仁：局部座屈を伴う箱形断面鋼部材の劣化域を含む終局挙動，日本建築学会構造系論文報告集，No. 444，pp. 135–143，1993.2

26) 井上哲郎：低降伏比高張力鋼箱形断面梁およびビームコラムの荷重－変形性状（降伏棚の有無の効果），構造工学論文集，Vol. 39B，pp. 551–560，1993.3

27) 内田保博，三谷勲，上遠野明夫：角形鋼管柱の軸力比制限に関する実験的研究，日本建築学会構造系論文報告集，No. 454，pp. 139–149，1993.12

28) 小野徹郎，石田和人，吉田文久：軸圧縮を受ける箱形断面短柱の局部座屈領域に関する実験的研究，日本建築学会構造系論文集，No. 493，pp. 107–114，1997.3

29) 桑村仁，武谷政國，松本由香：熱間成形および冷間成形角形鋼管の局部座屈特性，日本建築学会構造系論文集，No. 493，pp. 121–129，1997.3

30) 桑村仁，松本由香，武谷政國：熱間成形および冷間成形角形鋼管の脆性破壊，日本建築学会構造系論文集，No. 494，pp. 129–136，1997.4

31) 津田惠吾，松井千秋：一定軸力下で水平力を受ける角形鋼管柱の耐力，日本建築学会構造系論文集，No. 512，pp. 149–156，1998.10

32) 加藤勉：曲げと圧縮をうける SN 鋼正方形中空断面部材の耐力と変形能力，日本建築学会構造系論文集，No. 513，pp. 167–171，1998.11

33) 倉田真宏，中島正愛，吹田啓一郎：固定柱脚を想定した角形鋼管柱の大変形繰返し載荷実験，日本建築学会構造系論文集，No. 598，pp. 149–154，2005.12

34) 倉田真宏，金尾伊織，劉大偉，中島正愛：繰返し載荷を受ける角形鋼柱の変形能力に及ぼす局部座屈の影響，日本建築学会構造系論文集，No. 613，pp. 155–161，2007.3

35) Seif, M. and Schafer, B.: Elastic Buckling Finite Strip Analysis of the AISC Sections Database and Proposed Local Plate Buckling Coefficients, *Proceedings*, Structures Congress, American Society of Civil Engineers, pp. 2008–2017, 2009

36) 松尾克也, 向出静司, 多田元英:降伏比の異なる角形鋼管柱の大変形域単調載荷実験，日本建築学会近畿支部研究報告集，No. 52，pp. 405–408，2012.6

37) 安井信行：繰返し載荷を受ける角形鋼管柱の塑性変形性能，日本建築学会九州支部研究報告，No. 52，pp. 361–364，2013.3

38) 伊藤綾那，清水信孝，半谷公司，菅野良一，寺田慎平：残留応力分布形状が角形鋼管の座屈挙動に与える影響，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 1213–1214，2013.8

39) 市坪佑梨，桑原進：冷間成形角形鋼管の残留応力が局部座屈耐力に及ぼす影響－短柱圧縮材の FEM 解析による検討－，日本建築学会近畿支部研究報告集, No. 54, pp. 473–476，2014.5

40) 三井和也，佐藤篤司：一定軸力下で曲げを受ける角形鋼管の塑性変形能力　その 1 鋼材特性が塑性変形能力に与える影響，日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 929–930, 2015.9

41) 桑田涼平，聲高裕治，吹田啓一郎：局部座屈と破断をともなう冷間プレス成形角形鋼管柱の塑性変形能力，日本建築学会構造系論文集，Vol. 80，No. 718，pp. 1961–1970，2015.12

42) Ma, J. L., Chan, T. M., and Young, B.: Experimental Investigation on Stub-Column Behavior of Cold-Formed High-Strength Steel Tubular Sections, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, 04015174, pp. 1–11, 2015.12

43) 藤本盛久：鉄骨の構造設計，技報堂出版，1982

44) Dawe, J. L., Elgabry, A. A., and Grondin, G. Y.: Local Buckling of Hollow Structural Sections, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineers, Vol. 111, No. 5, pp. 1101–1112, 1985.5

45) 日本建築学会：鋼構造座屈設計指針，2009

46) 日本工業標準調査会：一般構造用角形鋼管，日本工業規格，JIS G 3466，2010

47) 桑村仁，秋山宏，山田哲，邱榮政：冷間プレス曲げによる鋼板の材質変化とその改善に関する研究，日本建築学会構造系論文報告集，No. 444，pp. 125–133，1993.2

48) 加藤勉，青木博文：電気抵抗溶接鋼管のひずみ履歴と残留応力－短柱の圧縮試験における見掛けの応力－ひずみ関係への影響についてー，日本建築学会論文報告集，No. 230，pp. 43–51, 110，1975.4

49) Dwight, J. B. and Moxham, K. E.: Welded Steel Plates in Compression, *The Structural Engineer*, Vol. 47, No. 2, pp. 49–66, 1969.2

50) 桑村仁，邱榮政，秋山宏：冷間ロール成形角形鋼管の材質とその改善に関する研究，日本建築学会構造系論文報告集，No. 453，pp. 171–180，1993.11

51) Salmon, C. G., Johnson, J. E., and Malhas, F. A.: *Steel Structures　Design and Behavior*, Prentice Hall, 2008

52) 建築研究所，日本鉄鋼連盟：鋼構造建築物の構造性能評価試験法に関する研究　委員会報告書，2002

53) 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. 1865–1872，2011.10

54) 山田哲，石田孝徳，島田侑子：局部座屈を伴う角形鋼管柱の劣化域における履歴モデル，日本建築学会構造系論文集，Vol. 77，No. 674，pp. 627–636，2012.4

55) American Society of Civil Engineers: *Seismic Evaluation and Retrofit of Existing Buildings*, ASCE/SEI 41-13, 2013

発　表　論　文

学術論文

(1) 佐藤公亮，五十嵐規矩夫：初期不整が冷間成形角形鋼管部材の大変形挙動に与える影響，構造工学論文集，Vol. 60B，pp. 327–334，2014.3

(2) 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, 2014.12

(3) 佐藤公亮，五十嵐規矩夫：正方形中空断面部材の局部座屈性状に及ぼす初期不整の影響，日本建築学会構造系論文集，Vol. 81，No. 723，2016.5，採用決定

(4) 佐藤公亮，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，日本建築学会構造系論文集，投稿準備中

会議論文

国外

(5) Sato, K., Ikarashi, K., and Wang, T.: Elastic Local Buckling Strength and Width–Thickness Ratio Limitation of Rectangular Hollow Section Column under Biaxial Bending, *Proceedings*, Nordic Steel Construction Conference 2012, pp. 157–166, 2012.9

(6) Sato, K. and Ikarashi, K.: Evaluation of Local Buckling Strength of Square Hollow Section Member, *IABSE Symposium Madrid 2014 Report*, 37th IABSE Symposium Madrid 2014, pp. 223–230, 2014.9

(7) Sato, K. and Ikarashi, K.: Effect of Imperfection on Behavior of Square Hollow Section Member, *Proceedings*, Eighth International Conference on Advances in Steel Structures, pp. 1–9, 2015.7

(8) Sato, K. and Ikarashi, K.: Effect of Imperfection on Local Buckling Behavior of Square Hollow Section Stub Column, 8th International Conference on Steel and Aluminium Structures, 2016.12, in submission

国内

(9) 五十嵐規矩夫，王韜，佐藤公亮：二軸曲げを受ける矩形中空断面柱の弾性局部座屈耐力と幅厚比制限，鋼構造年次論文報告集，Vol. 19，pp. 697–704，2011.11

(10) 五十嵐規矩夫，佐藤公亮：冷間成形角形鋼管部材の繰返し二軸曲げ挙動と幅厚比制限，鋼構造年次論文報告集，Vol. 20，pp. 711–716，2012.11

(11) 佐藤公亮，五十嵐規矩夫：正方形中空断面部材の連成局部座屈耐力の導出，鋼構造年次論文報告集，Vol. 21，pp. 327–332，2013.11（優秀論文発表賞）

(12) 佐藤公亮，五十嵐規矩夫：二軸曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の局部座屈を伴う弾塑性挙動，2014 年度日本建築学会関東支部研究報告集Ⅰ，pp. 513–516，2015.3

会議梗概

国外

(13) Ikarashi, K., Sato, K., and Wang, T.: Elastic Local Buckling Strength of Rectangular Hollow Section Column under Biaxial Bending Shear, *10CUEE Conference Proceedings*, 10th International Conference on Urban Earthquake Engineering, pp. 863–868, 2013.3

(14) Sato, K. and Ikarashi, K.: Evaluation of Coupled Local Buckling Strength of Square Hollow Section Member, *Proceedings*, 1st Joint Workshop on Building / Civil Engineering between Tongji & Tokyo Tech, pp. 1–6, 2014.8 (Best Presentation Award)

国内

(15) 佐藤公亮，五十嵐規矩夫，王韜：二軸曲げを受ける矩形中空断面柱の弾性局部座屈耐力，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 679–680，2011.8

(16) 佐藤公亮，五十嵐規矩夫：冷間成形角形鋼管部材の繰返し二軸曲げ載荷実験，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 699–700，2012.9

(17) 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の導出，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 1235–1236，2013.8

(18) 杉山卓秀，五十嵐規矩夫，佐藤公亮：製造加工による初期不整が冷間成形角形鋼管部材の大変形挙動に与える影響，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 1237–1238，2013.8

(19) 佐藤公亮，五十嵐規矩夫：正方形中空断面部材の連成局部座屈耐力算定法，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 953–954，2014.9

(20) 杉山卓秀，佐藤公亮，五十嵐規矩夫：二軸曲げせん断力を受ける正方形中空断面部材の局部座屈挙動，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 955–956，2014.9

(21) 佐藤公亮，五十嵐規矩夫：冷間成形角形鋼管部材の不安定挙動を支配する要因の解明，2013 年度公募研究成果梗概集，日本鉄鋼連盟，pp. 321–329，2014.9

(22) 杉山卓秀，佐藤公亮，五十嵐規矩夫：正方形中空断面部材の初期不整と局部座屈を伴う弾塑性挙動　その 1 材料的初期不整と幾何学的初期不整，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 945–946，2015.9

(23) 佐藤公亮，五十嵐規矩夫，杉山卓秀：正方形中空断面部材の初期不整と局部座屈を伴う弾塑性挙動　その 2 初期不整が弾塑性挙動に与える影響，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp. 947–948，2015.9

修士論文

(24) 佐藤公亮：二軸曲げせん断力を受ける冷間成形角形鋼管部材の局部座屈耐力と塑性変形性能，2013（冬夏賞，日本建築学会優秀修士論文賞）