八角形中空断面部材の塑性変形性能評価

EVALUATION OF PLASTIC DEFORMATION CAPACITY OF OCTAGONAL HOLLOW CROSS-SECTION MEMBER

五十嵐 規矩夫^{*1}, 八馬 秀^{*2}
Kikuo IKARASHI and Shu HACHIUMA

When the shape of the cross-section is changed from a square to an octagon by chamfering the four corners of the square, the octagonal hollow cross-section is not only permitted the use of thin plate elements, but also suppressed local buckling. But there are few studies addressing octagonal members, and it is not sufficiently clear whether and how the cross-sectional shape affects their buckling behavior. This study aims to show how the cross-sectional shape affects elastic buckling strength and suggests a method to evaluate maximum strength and plastic deformation capacity of octagonal hollow cross-section member.

Keywords : Octagonal hollow cross-section, Plate local buckling, Finite element method, Loading test, Width-thickness ratio, Plastic deformation capacity

八角形中空断面, 局部座屈, 有限要素法, 載荷実験, 幅厚比, 塑性変形性能

1. 序

一般に鋼構造建築物の柱材として用いられている正方形中空断面部材の大変形挙動には局部座屈が影響を与えることが知られており, 局部座屈は板要素の幅厚比が大きいほど起こりやすい. また, 経済的かつ施工しやすい構造を実現するためには, 部材に使用する鋼材料を減らすことが要求される. これらの要求に同時に応える部材として八角形中空断面部材が期待される. 八角形中空断面部材は元の正方形断面から角を削ぐことで板要素の幅が小さくなり, 同じ板厚では結果的に幅厚比も小さくなるためである.

八角形中空断面部材と同様に, 板要素で構成されている閉断面部材の研究として, 正方形中空断面部材の研究^{1)~3)}がある. 佐藤ら^{1)~2)}は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弾性局部座屈耐力をエネルギー法による座屈解析を用いて導出した後, 実条件考慮型指標である新規幅厚比尺度を用いて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ている. 三井ら³⁾は曲げと軸力を受ける正方形中空断面部材の塑性変形能力を, 局部座屈の影響のみならず全体座屈の影響がある部材形状を対象に実大実験を行うことで確認している.

八角形中空断面部材に関する既往の研究としては文献^{4)~7)}がある. 小瀬古ら⁴⁾は八角形中空断面部材について実験と解析によりその座屈耐力を検討している. また八角形中空断面の近似残留応力度分布をモデル化し, その応力度分布を用いて部材の非弾性固有値解析を行い, 実験値が計算値より高いと指摘している. 右田ら⁵⁾による4から8角形を持つ正多角形中空断面部材についての研究では, 短柱

圧縮試験により部材の最大耐力は構成板要素の幅厚比によって変化することを示した上で耐力評価式の提案を行なっている. Ahmedら⁶⁾は幅厚比の異なる8, 12, 16角形断面部材に対し短柱圧縮試験を行なっている. その結果, 座屈耐力は断面の角数によらず板要素の幅厚比が決定要因となることを示している. また同じ断面積を持つ多角形断面であれば, 幅厚比が小さいほど座屈耐力が大きくなることを示している. 小橋ら⁷⁾は薄肉軽量形構造を想定した八角形中空断面部材に対し, 短柱圧縮の荷重条件で実験と解析を行なっている. 角を削ぐ幅によって八角形断面の座屈傾向は変化することを示し, 軸圧縮力のみを受ける八角形中空断面部材の最大耐力は断面を構成する板要素を, 回転支持を受ける平板とみなすことで評価可能であることを示している.

このように八角形中空断面部材を扱った研究の例はあるものの, 基本的な性状を検討したものがほとんどである. 曲げせん断の荷重条件の下, 角を削ぐ前の断面の幅厚比が角形鋼管の幅厚比制限値⁸⁾よりも小さい部材に対しパラメトリックな検討を行ったものはなく, その断面形状が局部座屈性状に与える影響について十分に明らかになっているとは言い難い. また, このような断面を持つ部材の塑性変形性能の評価方法は存在しない.

そこで本研究ではまず, 圧縮または曲げが作用する八角形中空断面部材に対して, 有限要素法による固有値解析を行うことで削ぎ幅を変化させた八角形中空断面部材の板座屈係数を求め, 圧縮または曲げが作用する八角形中空断面部材の座屈係数評価式を提案している. また同様に削ぎ幅を変化させた八角形中空断面部材に対して軸

^{*1} 東京工業大学環境・社会理工学院建築学系 教授・博士(工学)

^{*2} 東京工業大学環境・社会理工学院建築学系 大学院生

Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.
Grad. Student, Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology

力および曲げせん断力を受ける片持ち柱形式の大変形解析を行うことで、八角形中空断面部材の塑性変形性能を確認している。比較の際には材長が大変形挙動に与える影響を検討した上で、同じ平板部の幅厚比を持つ正方形中空断面部材を用いて塑性変形性能を検討している。次に、初期不整量の最大値が塑性変形性能に及ぼす影響を検討するため、初期不整量の最大値をパラメータとして大変形解析を行なっている。また、八角形中空断面部材の実挙動を把握するために片持ち梁形式の曲げせん断試験を行い、八角形中空断面部材の塑性変形性能を確認し、全幅および部材長が等しい正方形中空断面部材の塑性変形性能と比較している。最後に文献2)によって提案されている正方形中空断面部材に対する新規幅厚比尺度に対して、本研究により得られた八角形中空断面部材の座屈係数評価式を適用し、あわせて提案されている正方形中空断面部材の新規幅厚比尺度を用いた塑性変形性能評価式によって、大変形解析および載荷実験により得られた八角形中空断面部材の塑性変形性能が評価可能であるかを検討している。この際初期不整が正方形および八角形中空断面部材の塑性変形性能に与える影響を考慮している。

2. 純圧縮または曲げを受ける八角形中空断面部材の弾性座屈係数

Fig.1に本研究で用いる数値解析モデルを示す。八角形中空断面は全幅 D の正方形断面の角部を削ぎ、その削ぎ幅 w を断面形状が正八角形となるまで変化させたものを検討する。角を削ぎ、全幅から残った部分を平板部とする。座屈固有値解析においてFig.1(b),(c)に示すように部材両端に純圧縮または曲げモーメントを作用させ、曲げの場合は曲げモーメント勾配 β を変化させた場合を検討した。

2.1 純圧縮を受ける八角形中空断面部材の弾性座屈係数

まず、純圧縮作用時の座屈係数評価式との対応を確認する。式(2.1)に文献9)で提案されている純圧縮作用時での座屈係数評価式を示す。文献9)では薄肉断面部材を想定している。そのため本研究ではより板厚が厚い1.6mm~4.5mmの範囲において文献9)における提

案式が利用できるかを検討する。

式(2.1)は平板部が角を削いだ部分により回転拘束を受けることを想定し求められた近似式⁹⁾である。

$$c_{cr} = 4\gamma + 6.98(1-\gamma) \quad (2.1)$$

ここで γ について次のように与えられている。

$$\begin{cases} \gamma = 4.6 \frac{\sqrt{2}w}{b} & \left(0.0 < \frac{\sqrt{2}w}{b} \leq 0.1 \right) \\ \gamma = 0.4 + 0.6 \frac{\sqrt{2}w}{b} & \left(0.1 < \frac{\sqrt{2}w}{b} \leq 1.0 \right) \end{cases} \quad (2.2)$$

式(2.3)は八角形断面がFig.2に示すように八角形中空断面の一部が波板平板で構成されていると考え、直行異方性平板の座屈式¹⁰⁾を用いて構成している。なお強、弱軸周りのポアソン比は $\nu_x = \nu_y = 0$ としている。

$$c_{acr} = \frac{2 \left(\frac{\pi}{t(b+w)} \right)^2 (D_{xy} + \sqrt{D_x D_y})}{\frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b} \right)^2} \quad (2.3)$$

ここで、 D_x , D_y : 平板の強、弱軸回りの曲げ剛性、 D_{xy} : 平板のせん断剛性、 E : ヤング係数、 ν : ポアソン比である。

また、本研究では全幅 D を持つ正方形中空断面部材に純圧縮が作用する場合の座屈係数である式(2.4)を下限值として考える。

$$c_{acr} = \frac{4.0 \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{D} \right)^2}{\frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b} \right)^2} \quad (2.4)$$

以上の式を用いて式(2.5)の条件から純圧縮を受ける八角形中空断面部材の座屈係数を評価する。

$$c_{cr} = \max \{ c_{acr}, c_{acr} \} \text{ and } \min \{ c_{acr}, c_{cr} \} \quad (2.5)$$

Fig.3に評価式と解析値との対応を示す。縦軸は固有値解析から求めた八角形中空断面部材の座屈係数を正方形中空断面部材の純圧縮作用時の座屈係数を示す式(2.6)で除した座屈係数比である。

$$c_{sq} = 4.0 \quad (2.6)$$

横軸は角部削ぎ幅 w を全幅 D で除した削ぎ率である。式(2.1)が破線、式(2.3)が実線、式(2.4)が点線であり、式(2.3)のみ板厚により変化する。3つの式を利用した式(2.5)によって座屈係数を概ね評価できていると言える。

	Fixed Rotation		Fixed Rotation
Upper End	1,3,4,5,6	Upper End	1,3,4,5
Lower End	1,2,3,4,5,6	Lower End	1,2,3,4,5

Fig.1 Finite Element Model

Fig.2 Range of Thinking as Corrugated Plate

Fig.3 Correspondence of Evaluation Formula

Fig.4 Waveform of Buckling Octagonal Member

Fig.4に板厚および削ぎ幅と座屈モードの対応を示す。Fig.4(b)のような板要素の稜線を基準として板要素に交互に波形が現れる座屈モードが現れる場合は式(2.1)で評価される範囲にあり、Fig.4(a), (c), (d)のように板同士が接合される稜線が移動し、角を削いだ部分がゆがむ座屈モードの場合には式(2.3)で評価される範囲にある。

2.2 曲げを受ける八角形中空断面部材の弾性座屈係数

次に曲げを受ける八角形中空断面部材の座屈係数評価式を検討する。Fig.5(a)に曲げモーメント勾配 β による座屈係数の変化を示す。縦軸は解析値を文献1)で提案される曲げを受ける正方形中空断面部材の座屈係数評価式(2.7)で除した座屈係数比である。

$${}_b k_{sq} = 5.6 \left(1 + 1.7 \frac{\beta}{\left(\frac{L}{b} \right)} \right) \quad (2.7)$$

横軸は削ぎ幅 w を全幅 D で除した削ぎ率である。図より同じ板厚であれば、座屈係数は、曲げモーメント勾配 β によらず同一の w/D で等しい値となる。そこで、式(2.7)が定数となる均等曲げ($\beta=0$)の場合を考える。

本節で提案する座屈係数評価式はその定数を八角形中空断面に適用するための $\bar{k}$ を用いた式(2.8)とする。

$${}_b k_{cr} = \bar{k} \left(1 + 1.7 \frac{\beta}{\left(\frac{L}{b} \right)} \right) \quad (2.8)$$

また、 $\bar{k}$ は三個の式から表される。まず、式(2.9)は文献7)で提案されているもので、平板部が角を削いだ部分により回転拘束を受けることを想定し求められた近似式である。

$${}_b k_{rcr} = 4\gamma + 6.98(1-\gamma) \quad (2.9)$$

ここで γ について次のように与えられている。

$$\begin{cases} \gamma = 4.6\alpha \frac{\sqrt{2}w}{b} & \left(0.0 < \frac{\sqrt{2}w}{b} \leq \frac{0.1}{\alpha} \right) \\ \gamma = 0.4 + 0.6\alpha \frac{\sqrt{2}w}{b} & \left(\frac{0.1}{\alpha} < \frac{\sqrt{2}w}{b} \leq \frac{1.0}{\alpha} \right) \\ \gamma = 1.0 & \left(\frac{1.0}{\alpha} < \frac{\sqrt{2}w}{b} \right) \end{cases} \quad (2.10)$$

$$\alpha = 0.7 + 0.3 \frac{1}{\left(1 + 2 \frac{w}{b} \right)} \quad (2.11)$$

次に、式(2.12)は式(2.3)と同様に八角形中空断面が4つの波板平板で構成されていると考え、純圧縮のかかる八角形中空断面部材の座屈係数評価式に利用した直行異方性平板の座屈耐力評価式¹⁰⁾から近似的に求めた式である。

$${}_b k_{dcr} = {}_c k_{dcr} \frac{1}{\left(1 + \frac{w}{b+w} \right)} + 1.6 \quad (2.12)$$

Fig.5 Relation between buckling coefficient and w

Fig.6 Waveform of Buckling Octagonal Member

また、本研究では全幅 D を持つ正方形中空断面部材に曲げが作用する場合の座屈係数¹⁾である式(2.13)を下限値として考える。

$${}_b k_{acr} = \frac{5.6 \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{D} \right)^2}{\frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b} \right)^2} \quad (2.13)$$

以上の(2.9)、(2.12)、(2.13)式を用いて式(2.14)を、曲げを受ける八角形中空断面部材の座屈係数評価式として提案する。

$$\bar{k} = \max \{ {}_b k_{acr}, {}_b k_{dcr} \} \text{ and } \min \{ {}_b k_{dcr}, {}_b k_{rcr} \} \quad (2.14)$$

Fig.5(b)に提案式と解析値との対応を示す。式(2.9)が破線、式(2.12)が実線、式(2.13)が点線であり、式(2.12)のみ ${}_c k_{dcr}$ の関係から板厚により変化する。3つの式を利用した式(2.14)を用いることによりどの板厚においても提案式で座屈係数を概ね評価できていると言える。また板厚および削ぎ幅と座屈モード(右上半分のみ表示)の対応を見ると、Fig.6(b)のような板要素の稜線を基準として板要素に交互に波形が出る座屈モードの場合には式(2.8)で評価される範囲にあり、Fig.6(a), (c), (d)のような稜線が移動し、角を削いだ部分がゆがむ座屈モードの場合には式(2.9)で評価される範囲にある。

3. 軸力および曲げせん断力を受ける八角形中空断面部材の大変形挙動

3.1 曲げせん断力を受ける八角形中空断面部材の大変形挙動

八角形中空断面部材の塑性変形性能を大変形解析によって検討する。本章での検討に用いる解析の概要をFig.7に示す。また初期不整として一次の座屈モードの最大値を板厚 t の1/10となるように設定し大変形解析を行っている。荷重条件は一端固定他端自由としている。付録Aに4章でおこなう载荷実験と本数値解析との対応を示している。両者は良く一致しており、解析の妥当性が示されている。

まず、八角形中空断面部材の塑性変形性能に与える材長の影響を検討する。材長は板幅 b によらず $L=400\text{mm}$ で一定値を用いるものと、

板幅 b に比例して変化する材長 l を用いるもの同士で比較するために、Fig.8に示すような3種類の検討を行う。Fig.8(a)の検討1は各々の部材のせん断スパン比を5としたものである。この場合同じ幅 b を持つ八角形中空断面と正方形中空断面で全幅辺長比が等しくなり、平板部幅が変化しても辺長比は変化しない。Fig.8(b)の検討2は断面の変化によらず材長が一定となる検討である。この場合同じ幅 b を持つ八角形中空断面と正方形中空断面で平板部辺長比が等しくなり、平板部幅が小さくなれば辺長比は大きくなる。Fig.8(c)の検討3は八角形中空断面の平板部辺長比を $l/b=5$ で一定としたものである。この場合平板部幅 b が小さくなるに従って材長 l も小さくなる。これらの検討で得られた最大耐力と塑性変形倍率を比較した。この比較では板厚を $t=2.3\text{mm}$ とし、軸力が作用しない場合を検討している。

Fig.9に検討1、Fig.10に検討2、Fig.11に検討3の解析結果を示す。それぞれの(a)は最大耐力を全塑性モーメントで除したもの、Fig.9、Fig.10に塑性変形倍率、Fig.11(b)にせん断スパン比を示す。どの図も横軸は平板部幅厚比であり、黒プロットが八角形断面、白プロットが正方形中空断面の結果を表す。八角形中空断面は角を削ぐ幅 w が大きくなると平板部幅 b は小さくなる。これにより w を変化させると幅厚比 b/t も変化する。

検討1では(a)最大耐力、(b)塑性変形倍率共に幅厚比が小さくなるにつれ両部材の値が上昇するが、八角形中空断面の上昇率は正方形中空断面のものよりも小さい。検討2では(a)最大耐力、(b)塑性変形倍率共に八角形中空断面と正方形中空断面の値は検討1に比較して概ね一致している。八角形中空断面の最大耐力、塑性変形倍率はその平板部の持つ幅厚比、辺長比と等しい正方形断面として評価できると言える。検討1では同幅厚比での両部材について辺長比が異なる

Fig.7 Finite Element Model Under Bending Shear Force and Compression Force

Fig.8 Consideration of Length

るため値が一致しなかったと考えられる。また、検討1、検討2はどちらも(a)、(b)共に幅厚比が小さくなるにつれ八角形中空断面の値が上昇している。角を削ぐ幅 w を大きくすることにより最大耐力、塑性変形倍率は上昇すると言える。また $b/t=25$ 近傍で八角形中空断面部材の塑性変形倍率が正方形中空断面部材のものを上回っている要因としては、 $b/t=25$ 近傍以外の八角形中空断面部材と任意の幅厚比の正方形中空断面部材の座屈モードが圧縮側平板において内側に凸となっている一方で、 $b/t=25$ 近傍の八角形中空断面部材の座屈モードは圧縮側平板において外側に凸となっていることによるものであると考えられる。検討3では幅厚比が25よりも小さくなると八角形中空断面の最大耐力の上昇率が正方形断面よりも小さくなる。この時、図は省略するが検討1と同様に塑性変形倍率の上昇率も小さくなっていた。これは、平板部幅が小さくなるに従い材長も小さくなる一方、全幅は一定であるため部材のせん断スパン比が小さくなり、せん断力の影響を無視できなくなったためであると考えられる。Fig.11(b)から幅厚比が25の時のせん断スパン比はおよそ3.0であることから、八角形中空断面のせん断スパン比を3.0以上確保することで幅厚比、辺長比が等しい正方形中空断面と最大耐力は概ね一致す

Fig.9 Result of Consideration No.1

Fig.10 Result of Consideration No.2

Fig.11 Result of Consideration No.3

ると言える。

3.2 軸力および曲げせん断力を受ける八角形中空断面部材の塑性変形性能

材長を固定することにより八角形中空断面の平板部の辺長比と正方形断面の辺長比を一致させた検討2において両部材の最大耐力と塑性変形倍率の値が概ね一致した。そこで、本節では両部材の材長を一定 $L=400\text{mm}$ とした解析を行う。軸力を作用させる際には、各々の部材の断面積と降伏応力度から導出し、 $n=0.1\sim 0.3$ の範囲で検討を行った。ここで、軸力比 n は作用軸力 P 、断面積 A 、降伏応力度 σ_y を用いて式(3.1)で表される。

$$n=P/(A\cdot\sigma_y) \quad (3.1)$$

まず、Fig.12に軸力が作用しない場合の八角形中空断面と正方形中空断面の荷重変位関係の比較を示す。実線が八角形中空断面、点線が正方形中空断面である。どの場合においても両部材の平板部幅厚比が等しい場合、最大耐力、変形能力は概ね一致している。このように、材長を固定し両部材の辺長比 L/D を一致させることで平板部幅厚比の等しい両部材の荷重変位関係も概ね一致する。

Fig.12 Comparison between Same b/t Ratio on Deformation Behavior

Fig.13 Effect of Compression Force on Deformation Behavior

Fig.14 Effect of Compression force on Maximum Strength

Fig.15 Effect of Compression force on Plastic Deformation Capacity

Fig.13に同じ幅厚比を持つ八角形中空断面部材において軸力比のみを変化させた場合の荷重変位関係を示す。縦軸、横軸はそれぞれ軸力の影響を考慮した全塑性モーメント M_{pc} 、全塑性モーメント相当弾性変位 δ_{pc} で除している。 M_{pc} 、 δ_{pc} を用いることにより最大耐力、最大耐力時変位は軸力の影響によらず概ね一定である。また、以上の傾向は幅厚比 $b/t=15\sim 35$ の範囲でも確認された。ただし、最大耐力到達以降は軸力の影響を受ける。

断面の板厚や軸力比を変化させた場合についても大変形解析結果を整理した。Fig.14は最大耐力、Fig.15は塑性変形倍率を示している。同じ軸力比において幅厚比の等しい八角形中空断面と正方形中空断面の最大耐力と塑性変形倍率の値は概ね一致している。この傾向は板厚を $1.6\text{mm}\sim 4.5\text{mm}$ 、軸力比を $0.0\sim 0.3$ で変化させた場合でも表れた。これらの結果から板厚が変化した場合、軸力の作用した場合でも八角形中空断面の最大耐力、塑性変形能力はその平板部の幅厚比、辺長比と等しい正方形中空断面として評価できると言える。

3.3 初期不整が八角形中空断面部材の塑性変形性能に及ぼす影響

初期不整が八角形中空断面部材の塑性変形性能に与える影響を検討する。前節では初期不整の最大値を板厚 t の $1/10$ として解析を行ったが、文献2)では正方形中空断面部材に対し初期不整の最大値を前節での検討よりも小さい板幅 b の $1/2000$ として解析を行い、評価式を提案しているため、その違いを検討する必要がある。Fig.16に初期不整の最大値 i [mm]と最大耐力、塑性変形倍率の関係を示す。黒のプロットの八角形中空断面に対し、その平板部と幅厚比、辺長比が等しい正方形中空断面は同じ形の白のプロットで表している。また、図内の上部には、 i を板厚 t の $1/10$ とした場合、板幅 b の $1/2000$ とした場合のおおよその範囲を示す。そして、文献11)によると正方形中空断面部材の初期不整の許容量は $B/200$ であることから、 $t/10$ という初期不整量は $B/t=20$ 以上で許容量となる初期不整量である。

Fig.16 Effect of Initial Imperfection

Fig.17 Effect of Initial Imperfection on Deformed Configuration Deformation

八角形中空断面の変形形状は i により変化する．その変化点を▲で表す．この変化点よりも i が大きい場合にはFig.17(a), (c)のように平板部のみが内側に凸となる変形形状が現れ，八角形中空断面と同幅厚比の正方形中空断面の最大耐力と塑性変形倍率は共に概ね一致する．一方で変化点よりも i が小さくなるとFig.17(b), (d)のように稜線を巻き込み全体が外側に凸となる変形形状が現れ，八角形中空断面の最大耐力と塑性変形倍率は同幅厚比の正方形中空断面より小さくなる．正方形中空断面はFig.17(e)のように i が変化しても圧縮側フランジが内側に凸となる変形形状である．また，どの場合でも i が $b/2000$ より小さい範囲では最大耐力，塑性変形倍率は概ね一定である．

Fig.18 Schematic View of Bending Shear Test

Table 1 Specimen Parameter

Section	Angle	Loading History	t [mm]	D [mm]	B [mm]	L [mm]
Square	0°	Monotonic	2.12	79.5	72.4	399.5
		Cyclic	2.14	79.7	71.2	399.5
	45°	Monotonic	2.11	79.5	72.3	399.7
		Cyclic	2.12	79.8	72.3	399.5
	0°	Monotonic	3.05	79.6	68.1	399.3
		Cyclic	3.01	79.5	68.2	399.5
	45°	Monotonic	3.02	79.9	68.1	399.5
		Cyclic	3.03	79.5	68.1	399.3
Octagon	0°	Monotonic	4.18	79.8	64.4	399.0
		Monotonic	4.19	79.7	64.3	399.2
	45°	Monotonic	2.37	79.6	68.1	399.3
		Cyclic	2.36	79.9	68.1	399.5
	45°	Monotonic	2.36	79.8	68.3	399.3
		Cyclic	2.35	79.6	68.2	399.7
	0°	Monotonic	3.27	79.9	62.3	399.5
		Cyclic	3.28	79.7	62.2	399.3
	45°	Monotonic	3.27	79.5	62.1	399.7
		Cyclic	3.27	79.5	62.0	399.5

Fig.19 Introduction of Cyclic Bending Shear Test

4. 曲げせん断力を受ける八角形中空断面部材の荷重実験

Fig.18(a)のような削ぎ幅 $2t$ または $3t$ の二種類の角形鋼管部材に対して，Fig.18(b), (c)に示すように片持ち梁形式の曲げせん断試験を行った．試験体はパラメータを断面形状，板厚，加力角度，荷重履歴とした単調試験体10体，繰返し試験体8体とした．試験体一覧をTable1に示す．ここで，STKR400 N/mm²の角形鋼管部材の試験は同じ全幅をもつ八角形中空断面部材との比較に用いている．試験体は全て400N/mm²級の冷間成形部材とした．繰返し荷重の履歴をFig.19に示す．繰返し荷重実験結果を単調荷重実験結果と比較する際は荷重更新点を結んだ骨格曲線に変換した．なお，繰返し荷重の荷重変位関係は，付録Bに示している．た鋼材の機械的性質は塑性加工により断面内で異なる性質を示すため，Fig.18(c)に示す平板部と角部の二箇所の引張試験を行った．引張試験結果の応力度ひずみ度関係は全てラウンドハウス型の曲線であり，降伏応力度は0.2%オ

Table 2 Mechanical Property of Steel

Section	t [mm]	Location	E [N/mm ²]	σ_y [N/mm ²]	σ_u [N/mm ²]	Y.R. [%]	ϵ_u [%]
Square	2.3	Flat	2.05×10^5	387	444	87.1	18.2
		Corner	1.85×10^5	389	461	84.4	4.64
	3.2	Flat	2.05×10^5	385	447	86.2	16.2
		Corner	1.84×10^5	416	479	86.8	3.87
	4.5	Flat	2.05×10^5	416	449	92.7	12.7
		Corner	1.82×10^5	438	483	90.7	3.63
Octagon	2.3	Flat	2.08×10^5	425	461	93.4	7.58
		Corner	2.11×10^5	382	424	90.1	2.69
	3.2	Flat	2.01×10^5	418	448	92.3	3.76
		Corner	2.07×10^5	403	432	93.3	2.96

Fig.20 Effect of Each Parameter on Deformation Behavior

Fig.21 Effect of Initial Imperfection on Maximum Strength and Plastic Deformation Capacity

フセット法により求めた。引張試験により得られた鋼材の機械的性質を Table 2 に示す。ここで E : 弾性係数, σ_y : 降伏応力度, σ_u : 最大引張応力度, Y.R.: 降伏比, ϵ_u : 一樣伸びである。Fig.20 に曲げせん断試験の各パラメータの影響を示す。以下の荷重変位関係は縦軸を全塑性モーメント M_p , 横軸を M_p に対応する弾性変位 δ_p で無次元化している。また, M_p は断面全体に平板部の降伏応力度 σ_y を用いて算出している。Fig.20(a)に板厚と形状が塑性変形性能に与える影響を示す。同板厚で比較すると八角形中空断面の塑性変形性能が角形鋼管のものより優れていることがわかる。Fig.20 (b)に加力角度と形状による影響を示す。角形鋼管は 45 度方向载荷の方が最大耐力は大きくなるのに対し, 八角形中空断面は加力角度による影響が小さい。Fig.20(c)に 0 度方向载荷の形状, 繰返し载荷の影響を示す。図から角形鋼管, 八角形中空断面ともに繰返し载荷の影響で塑性変形性能が低下することがわかる。Fig.20(d)に 45 度方向载荷の八角形断面の板厚, 繰返し载荷の影響を示す。板厚が大きくなると繰返し载荷の影響で塑性変形能力は大幅に低下している。

5. 八角形中空断面部材の塑性変形性能評価

本章では, 大変形解析および载荷実験によって確認した八角形中空断面部材の塑性変形性能の評価手法を検討する。

式(2.14)で表される曲げを受ける八角形中空断面部材の座屈係数評価式を適用した文献2)による新規幅厚比尺度を式(5.1)に示す。ここで k を k_{cr} とおくことで八角形中空断面部材の新規幅厚比尺度とされている。

$$S_H = \sqrt{\frac{M_{pc}}{M_{cr}}} = \sqrt{\frac{\sigma_y}{k_{cr} \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{b}\right)^2 \frac{Z_p}{Z}}} \quad (5.1)$$

ここで Z_p : 塑性断面係数, Z : 断面係数, σ_y : 降伏応力度である。

式(5.1)で表される八角形中空断面部材の新規幅厚比尺度と大変形解析結果および本実験結果により得られる最大耐力および塑性変形倍率の関係を Fig.21 に示す。本実験結果は大きいプロットで示し, 黒いプロットが八角形中空断面, 白いプロットが正方形中空断面の結果である。Fig.21(a),(b)が $i=t/10$ で, 図(c),(d)は $i=b/2000$ とした大変形解析結果を示している。文献2)による最大耐力, 塑性変形倍率評価式はそれぞれ式(5.2), 式(5.3)で表される。

$$\frac{M_{max}}{M_{pc}} = -0.5A(S_H - 0.7) + 1.0 \quad (5.2)$$

$$\frac{\theta_{max}}{\theta_{pc}} - 1 = 50B(S_H - 0.7)^2 \quad (5.3)$$

ここで M_{pc} : 軸力を考慮した全塑性モーメント, θ_{pc} : 軸力を考慮した弾性仮定の場合の全塑性モーメント時変位である。

式(5.2), 式(5.3)で表される新規幅厚比尺度による評価式を図に実線で示す。ここで $A=B=1.0$ として表される。最大耐力に関して実験結果は安全側に評価できているが, 解析結果は安全側に評価できていない。 $A=0.8$ を式(5.2)に用いて修正した式を点線で示す。修正値を用いることで初期不整によらず最大耐力を安全側に評価可能である。塑性変形倍率に関して実験結果, 解析結果共に危険側に位置しているプロットが多い。 $B=0.6$ を式(5.3)に用いて修正した式を点線で示す。この時, 解析または実験結果を修正式で割った値の最低値は, 最大耐力については 0.81, 塑性変形倍率については 0.72 であった。また, 解析または実験結果を修正式で割った値が 1.0 を下回る検討対象割合は初期不整の大きい $i = t/10$ の場合, 最大耐力では 17%, 塑性変形倍率では 33%, 一方で初期不整の小さい $i = b/2000$ の場合, 最大耐力では 4.2%, 塑性変形倍率では 8.3% である。修正値を用いることで大変形解析, 本実験結果ともに概ね安全側に評価可能である。

6. 結

本研究では, 純圧縮または曲げを受ける八角形中空断面部材を対象とし, 正方形から角を削ぐことが座屈係数に与える影響を, 有限要素法を用いて確認した。また軸力および曲げせん断力を受ける八角形中空断面部材の塑性変形性能を, 同平板部長さをもつ正方形中空断面部材のものと比較した。その際部材長による影響を検討した。次に初期不整が八角形中空断面部材の塑性変形性能に与える影響を検討した。そして曲げせん断力を受ける八角形中空断面部材の塑性変形性能を载荷実験によって確認し, 同全幅および同部材長をもつ正方形中空断面部材の塑性変形性能と比較した。大変形解析による結果と本実験結果を用いて八角形中空断面部材の塑性変形性能が新規幅厚比尺度を用いた評価式により評価可能であるかを検討した。以下に本研究で得られた知見を示す。

- 1) 純圧縮力を受ける場合, 文献9)で提案されている座屈係数評価式は文献9)では検討されていなかった板厚の範囲においても適用できることを確認した。
- 2) 等曲げを受ける場合の座屈係数評価式について, 文献1)で提案されている座屈係数評価式を利用した上で, さらに精度の高い

評価式を提案し、解析値との対応を確認した。

- 3) 軸力および曲げせん断力を受ける八角形中空断面部材をその角の削ぎ幅を大きくすることにより、平板部の幅厚比が小さくなることで最大耐力と塑性変形能力は上昇した。
- 4) 初期不整量が $t/10$ の時、八角形中空断面部材の平板部の幅厚比と等しい幅厚比を持つ正方形中空断面部材の塑性変形性能は、軸力比や板厚によらず八角形中空断面部材のものと等しいことを示した。一方で、八角形中空断面部材のせん断スパン比が小さくなるとその傾向は見られないことを示した。
- 5) 八角形中空断面部材の平板部の幅厚比が等しい幅厚比を持つ正方形中空断面部材の塑性変形性能が、板厚によらず八角形中空断面部材のものと等しいという傾向は、 $t/10$ よりも大きい初期不整量の時に、成り立つことを示した。
- 6) 載荷実験により、曲げせん断力を受ける八角形中空断面部材の塑性変形性能は、全幅と部材長が等しい正方形中空断面部材のもの以上の性能を持つことを確認した。
- 7) 大変形解析および載荷実験の結果から、正方形中空断面部材に用いられる塑性変形性能評価式の係数を修正することで八角形中空断面部材に適用可能であることを確認した。

謝辞

本研究を行うにあたり、日鉄建材(株)様よりご支援、ご助言いただきました。また本論文は元東京工業大学大学院生和田直大氏の研究成果を整理し、構成しております。付して感謝いたします。

参考文献

- 1) Kosuke SATO, Kikuo IKARASHI, EVALUATION OF COUPLED LOCAL BUCKLING STRENGTH OF SQUARE HOLLOW SECTION MEMBER UNDER BIAxIAL BENDING SHEAR FORCE AND AXIAL FORCE, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.79, No.706, pp.1909-1918, 2014.12(in Japanese)
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断面部材の連成局部座屈耐力算定, 日本建築学会大会構造系論文集, 第 706 号, pp.1909-1918, 2014.12
- 2) Kosuke SATO, Kikuo IKARASHI, LOCAL BUCKLING BEHAVIOR AND EVALUATION METHOD FOR STRUCTURAL PERFORMANCE OF SQUARE HOLLOW SECTION MEMBERS UNDER BENDING SHEAR FORCE, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.82, No.731, pp.123-133, 2017.1(in Japanese)
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と構造性能評価法, 日本建築学会構造系論文集, 第 731 号, pp.123-133, 2017.1
- 3) Kazuya MITSUI, Atsushi SATO, EXPERIMENTAL STUDY ON DEFORMATION CAPACITY OF SQUARE STEEL TUBULAR COLUMNS UNDER CONSTANT AXIAL FORCE WITH BENDING MOMENT, Journal of Structural Engineering, Vol.62B, pp.433-440, 2016.3(in Japanese)
三井和也, 佐藤篤司: 一定軸力下で曲げモーメントを受ける角形鋼管柱の塑性変形能力に関する実験的研究, 構造工学論文集, 第 62B 号, pp.433-440, 2016.3
- 4) Nobuhiro KOSETA, KOSETA, Tetsuhiko AOKI, Yuhshi FUKUMOTO: AN EXPERIMENTAL STUDY ON THE LOCAL BUCKLING STRENGTH OF STEEL OCTAGONAL SECTION STUB COLUMNS, Proceedings of the Japan Society of Civil Engineers, No.330, pp.27-36, 1983.2
小瀬古信博, 青木徹彦, 福本晴士: 八角形断面鋼柱の局部座屈強度に関する実験的研究, 土木学会論文報告集, 第 330 号, pp.27-36, 1983.2
- 5) Yasuhiro MIGITA, KOSETA, Tetsuhiko AOKI, Yuhshi FUKUMOTO: AN EXPERIMENTAL STUDY ON THE LOCAL BUCKLING STRENGTH OF STEEL POLYGONAL SECTION STUB COLUMNS, Proceedings of the Japan

Society of Civil Engineers, No.422, pp.255-263, 1990.10

右田泰弘, 青木徹彦, 福本晴士: 多角形断面鋼柱の局部座屈強度に関する実験的研究, 土木学会論文報告集, 第 422 号, pp.255-263, 1990.10

- 6) Ahmed Godat, Frederic Legeron, DieuDonneBazonga: Stability Investigation of Local Buckling Behavior of Tubular Polygon Columns under Concentric Compression, Thin-Walled Structures 53, pp.131-140, 2012
- 7) Tomoki KOBASHI, Nariaki NAKAYASU, Nobutaka SHIMIZU, Kikuo IKARASHI: LOCAL BUCKLING STRENGTH OF UNIFORMLY COMPRESSED OCTAGONAL THIN WALLED SECTION MEMBERS, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.82, No.735, pp.713-722, 2017.5(in Japanese)
小橋知季, 中安誠明, 清水信孝, 菅野良一, 五十嵐規矩夫: 軸圧縮力が作用する薄肉八角形断面部材の局部座屈耐力, 日本建築学会構造系論文集, 第 735 号, pp.713-722, 2017.5
- 8) Architectural Institute of Japan: Design Standard for Steel Structures - Based on Allowable Stress Concept -, 2005.9 (in Japanese)
日本建築学会: 鋼構造設計規準 - 許容応力度設計法 -, 2005.9
- 9) Tomoki KOBASHI, Kikuo IKARASHI, Nobutaka SHIMIZU: ELASTIC LOCAL BUCKLING STRENGTH AND MAXIMUM STRENGTH OF RECTANGULAR SECTION MEMBERS WHICH WERE LOADED COMPRESSION AND BENDING, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol.84, No.755, pp.97-107, 2019.1(in Japanese)
小橋知季, 五十嵐規矩夫, 清水信孝: 曲げと圧縮が作用する薄肉長方形断面部材の弾性局部座屈耐力及び最大耐力, 日本建築学会構造系論文集, 第 755 号, pp.97-107, 2019.1
- 10) Kobashi TOMOKI, Masaaki NAKAYASU, Nobutaka SHIMIZU, Yoshimichi KAWAI: A study on the effect of mutual restraint between adjacent plate elements on elastic buckling strength of members, Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Structures-III, pp.943-944, 2015.7(in Japanese)
小橋知季, 中安誠明, 清水信孝, 河合良道: 隣接する板要素の相互拘束が部材の弾性座屈強度に及ぼす影響についての考察, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造-III, pp.943-944, 2015.7
- 11) Architectural Institute of Japan: Structural Steelwork Specification for Building Construction JASS6, 2018.1 (in Japanese)
日本建築学会: 建築工事標準仕様書 JASS6 鉄骨工事, 2018.1

付録 A

Fig.A1 に実験と解析の対応を示す。試験体は八角形中空断面部材の $t=2.3\text{mm}$, 加力角度 0° 度, 単調載荷のものを示している。

解析条件は、初期不整として圧縮側の板に凹みが出るようなモードの最小次モードの変形の最大値が $t/10$ となるように入力している。また、初期不整として入力した一次モードを Fig.A2 に示す。また材料の応力度ひずみ度関係は実験から得られた平板部のデータを断面全体に用いている。

付録 B

Fig.B1, B1 に繰返し載荷を受ける角形鋼管部材、八角形中空断面部材の繰返し荷重変位関係を示す。

Fig.A1 Correspondence Between Analysis and Experiment

Fig.A2 Buckling Mode

Fig.B1 Relation Between Normalized Bending Moment and Normalized Deformation (Square)

Fig.B2 Relation Between Normalized Bending Moment and Normalized Deformation (Octagon)

EVALUATION OF PLASTIC DEFORMATION CAPACITY OF OCTAGONAL HOLLOW CROSS-SECTION MEMBER

Kikuo IKARASHI^{*1} and *Shu HACHIUMA*^{*2}

^{*1} Prof., Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

^{*2} Grad. Student, Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology

A square hollow section member is generally used as a column in steel structures. Local buckling is known to affect the large deformation behavior. Local buckling is more likely to occur when the width-thickness ratio of the plate elements is large. Therefore, an octagonal cross sectional member that can reduce the width-thickness ratio of the plate elements and reduce the material is expected to be column.

Although there have been many previous studies on octagonal cross sectional members, none have examined the inelastic behavior of octagonal cross sectional members subjected to shear bending. In this study, the plastic deformation capacity of an octagonal cross sectional member subjected to shear bending is clarified based on the actual behavior of the member, and an evaluation method is proposed.

In this study, the buckling coefficient of an octagonal cross sectional member under compression or bending is calculated by eigenvalue analysis using the finite element method, and a buckling coefficient evaluation formula for octagonal cross sectional members under compression or bending is proposed.

In addition, the plastic deformation capacity of the octagonal cross sectional members was confirmed by the large deformation analysis of the cantilevered column form under axial and bending shear forces for the octagonal cross sectional members. In the comparison, the effect of the length of both members on the large deformation behavior was studied, and the plastic deformation capacity was investigated using a square hollow section member with the same thickness-width ratio of the plates. Next, in order to investigate the effect of the maximum value of initial imperfections on the plastic deformation capacity, a large deformation analysis is performed using the maximum value of initial imperfections as a parameter.

In order to understand the actual behavior of the octagonal cross section members, the plastic deformation capacity of the octagonal cross section members was confirmed by cantilevered bending shear tests and compared with the plastic deformation capacity of the square cross section members with equal width and length.

The buckling coefficient evaluation formula for octagonal cross section members obtained in this study is applied to the new width-thickness ratio for square cross-section members proposed in Reference 2), and the plastic deformation capacity evaluation formula using the new width-thickness ratio for square cross section members proposed in this study is examined whether it is possible to evaluate the plastic deformation performance of octagonal cross section members obtained by large deformation analysis and loading tests. The effect of the initial imperfection on the plastic deformation capacity of the square and octagonal cross section members is taken into account.

(2020 年 6 月 10 日原稿受理, 2020 年 10 月 22 日採用決定)