曲げと圧縮が作用する薄肉長方形断面部材の弾性局部座屈耐力および最大耐力

ELASTIC LOCAL BUCKLING STRENGTH AND MAXIMUM STRENGTH OF RECTANGULAR SECTION MEMBERS WHICH WERE LOADED COMPRESSION AND BENDING

小橋 知季^{*1}, 五十嵐 規矩夫^{*2}, 清水 信孝^{*3}

Tomoki KOBASHI, Kikuo IKARASHI and Nobutaka SHIMIZU

One of the key issues for the design of cold-formed steel members is the local buckling strength. In this paper, we investigated the local buckling strength of rectangular sections which were loaded a bending moment and an axial compression, simultaneously. Based on the numerical analyses, we found that the local buckling strength of rectangular sections were affected the restraining effect under compression and bending. The design equations for the local buckling strength on rectangular sections were suggested and found that suggested equations could evaluate the elastic local buckling strength and post buckling strength accurately compared with the conventional design method.

Keywords : Cold Formed Steel, Elastic Local Buckling Strength, Post Buckling Strength, Rectangular Sections

薄板軽量形鋼, 弾性局部座屈耐力, 座屈後耐力, 長方形断面

1. 序

中低層の集合住宅等への適用が進みつつあるスチールハウスでは、板厚 2.3mm 未満のめっき鋼板を冷間成形した薄板軽量形鋼¹⁾が主要構造部材として使用される。この薄板軽量形鋼は、2001年に国土交通省より交付された薄板軽量形鋼造に関する技術基準(平成13年国交省告示第1641号)により建築基準法に基づく建築材料として指定された材料であり、幅厚比の大きい板要素で部材断面が構成されているのが特徴である。薄板軽量形鋼に圧縮や曲げの力が作用すると、断面内での発生応力が降伏応力に至る前に断面を構成する板要素に弾性局部座屈が生じ、その後も変形の増加と共に各板要素の側辺部近傍における発生応力が大きくなることで部材耐力が上昇して最大耐力(座屈後耐力)に至る、という特徴を示す。従って薄板軽量形鋼の設計においては、部材の弾性局部座屈耐力ならびに最大耐力を精緻に評価することが重要である。

薄板軽量形鋼の部材耐力を定量的に評価する手法の一つに、部材断面を構成する板要素を単純支持板とみなし、板要素の負担耐力を有効幅理論^{2),3)}に基づき計算したうえで、各板要素の負担耐力を足し合わせる方法がある。本手法は、日本、米国、欧州など、様々な国の設計指針^{1),4),5)}に採用されている。

一方、実際の薄板軽量形鋼では、部材断面を構成する板要素は隣接する板要素によって板側辺部の回転変形が拘束されるため、板側辺部の境界条件は単純支持とは異なる条件となる。そこで筆者らは、この板要素間での拘束効果に着目し、軸圧縮が作用する長方形断面

部材、溝形断面部材および八角形断面部材の局部座屈挙動を分析するとともに、弾性局部座屈耐力および最大耐力に関する耐力評価法を提案してきた^{6),7),8)}。

ここに、薄板軽量形鋼を用いた実構造物では、部材同士の接合に金物を介した接合方法が広く用いられており、これらの金物接合部では、形鋼の図心と荷重の作用位置との偏心による曲げと圧縮の複合力が部材に作用する場合も想定される。このような曲げと圧縮の複合力が作用する荷重条件下においても、前述の板要素間での拘束効果が発揮されると考えられるが、曲げと圧縮の複合力が作用する薄板軽量形鋼の座屈後耐力に関する研究例は少なく、また座屈後耐力に板要素間での拘束効果が及ぼす影響に着目した研究例は、筆者らの調べた限りでは見受けられない。

以上を踏まえ、本論文では長方形断面を有する部材に着目し、曲げと圧縮の複合力が作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力および座屈後耐力に隣り合う板要素間での拘束効果が及ぼす影響を有限帯板法および有限要素法による数値解析に基づき考察すると共に、簡易な耐力評価手法の提案に取り組んだ。長方形断面は、閉鎖断面かつ2軸対称の断面形状であり、断面のゆがみが発生しにくく、なおかつねじれ剛性が高い断面形状である。このため、部材全体の不安定挙動ではなく、局部座屈によって部材耐力が決定するため、板要素間での拘束効果の影響が部材耐力に表れやすい。まず、有限帯板法による固有値解析により、曲げが作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力に部材断面形状が及ぼす影響を分析し、既報⁷⁾にて提

^{*1} 新日鐵住金株鋼構造研究部 主任研究員・修士(工学)
東京工業大学大学院理工学研究科建築学専攻
博士後期課程(社会人コース)

^{*2} 東京工業大学環境・社会理工学院建築学系
教授・博士(工学)

^{*3} 新日鐵住金株鋼構造研究部 主幹研究員・博士(工学)

Researcher, Steel Structures Research Lab., Nippon Steel & Sumitomo Metal Corporation, M.Eng.
Grad. Student, Dept. of Architecture and Building Engineering, Tokyo Institute of Technology

Prof., Dept. of Architecture and Building Engineering, Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

Senior Researcher, Steel Structures Research Lab., Nippon Steel & Sumitomo Metal Corporation, Dr.Eng.

Fig.1 Outline of eigenvalue analysis model

Fig.2 Elastic local buckling strength by Finite Strip Analysis ($t=0.8\text{mm}$)

案した軸圧縮部材の弾性局部座屈耐力に関する評価式について、曲げ部材への適用方法を考察する。次に、前述の評価式について、適用範囲を曲げ圧縮材に拡張する手法を考察すると共に、固有値解析に基づく解析結果との比較を通じて、その妥当性を検証する。最後に、有限要素法による弾塑性大変形解析を通じて曲げ圧縮が作用する部材の最大耐力に部材の断面形状が及ぼす影響を分析し、部材の最大耐力に関する定量評価を行う。

2. 曲げ圧縮が作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力

曲げ圧縮が作用する部材の弾性局部座屈耐力を固有値解析で求め、その耐力評価を行う。まずは、曲げのみが作用する長方形断面部材の座屈固有値解析を行い、隣り合う板要素の板幅の違いが部材の弾性局部座屈耐力に及ぼす影響を明らかにしたうえで、既報⁷⁾で提案した軸圧縮部材の弾性局部座屈耐力に対する評価式の適用について考察する。次に、評価手法の適用範囲を曲げ圧縮が作用する場合へ拡張する方法を考察すると共に、固有値解析から得た弾性局部座屈耐力との比較を通じて、その妥当性を検証する。

2. 1 有限帯板法による座屈固有値解析

有限帯板法による数値解析ソフト CU-FSM²⁾を用いて等曲げが作用する長方形断面の弾性局部座屈耐力 σ_{FSA} を計算した。Fig.1 には、解析モデルの断面形状を示す。長辺(long side plate)の幅 b を100mmで一定とし、短辺(short side plate)の幅 c を10mmから100mmまで5mm間隔で変化させ、長辺と短辺の辺長比 c/b が部材の弾性局部座屈耐力に与える影響を調べた。板厚 t は0.8mm, 1.6mmの2通りである。荷重は、短辺に一樣な軸方向応力が作用し長辺に面内曲げが作用するように z 軸回りのモーメントを作用させた場合と、長辺に一樣な軸方向応力が発生して短辺に面内曲げが作用するように y 軸回りのモーメントを作用させた場合の2通りであり、いずれも部材の図心に曲げモーメントを作用させた。材料は鋼材を想定し、簡単のためヤング係数 $E=200000\text{N/mm}^2$ 、ポアソン比 $\nu=0.3$ とした。

2. 2 等曲げが作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力

Fig.2 には解析結果の一例として、 $t=0.8\text{mm}$ の長方形断面部材の弾性局部座屈耐力を示す。Fig.2(a)が z 軸回りのモーメントを作用させた場合の解析結果を示し、Fig.2(b)が y 軸回りのモーメントを作用させた場合の解析結果を示す。横軸が c/b (短辺の板要素の板幅 c を長辺の板要素の板幅 b で除した値)であり、縦軸が固有値解析から得た弾性局部座屈耐力 σ_{FSA} である。プロットは解析結果を表し、2本の細破線は長辺および短辺を単純支持板とみなした場合の弾性局部座

Fig.3 Ratio of actual strength to conventional strength

屈耐力 σ_{cr} (Eq.(1))を表す。2本の細破線が示す計算耐力のうち小さい方の値(図中の太破線)が、長方形断面を構成する板要素を単純支持板とみなした場合の弾性局部座屈耐力 $\sigma_{cr,p}$ である。

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

ただし k : 板要素の座屈係数

l : 板要素の板幅 (b または c)

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

続いて、 $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,p}$ (Fig.2 のプロット σ_{FSA} を太破線 $\sigma_{cr,p}$ で除した値)と c/b との関係を Fig.3 に示す。図中の白塗りプロット($\circ$, $\triangle$)が z 軸回りのモーメントを作用させた場合の解析結果を表し、黒塗り

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

z 軸回転の曲げモーメントが作用する場合、破線近傍の $c/b=0.4$ の断面仕様において $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,p}$ が最小となることが確認でき、 c/b が 0.4 から増減すると $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,p}$ は増加する傾向を示した。 $c/b=0.4$ の断面仕様では、 $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,p}=1.07$ となり、部材断面を構成する板要素の境界条件が単純支持に近い状態にあったといえる。 c/b が 0.4 よりも大きくなると、短辺の局部座屈耐力が長辺の局部座屈耐力よりも小さくなることで、長辺から短辺への拘束が作用し、 $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,p}$ は増加した。一方、 c/b が 0.4 よりも小さくなると、長辺の局部座屈耐力が短辺の局部座屈耐力よりも小さくなることで、短辺から長辺への拘束が作用し、 $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,p}$ が増加した。

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

$t=0.8\text{mm}$ の解析結果と $t=1.6\text{mm}$ の解析結果を比較すると、 $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,p}$ に有意な差は確認できず、板厚の違いが本検討結果に及ぼす影響は殆どないと分かる。一枚の鋼板を冷間成形して製造する薄板軽量形鋼では、断面を構成する板要素の板厚がすべて等しいため、板要素の単位幅あたりの面外曲げ剛性も長辺・短辺ともに等しい。既報⁷⁾において、軸圧縮が作用する長方形断面では板要素間での相互拘束効果に板厚は影響を及ぼさないことが明らかにされており、等曲げが作用する場合においても、同じ傾向が示された。

2. 3. 等曲げが作用する部材の弾性局部座屈耐力の評価

軸圧縮力が作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力の評価式をもとに、等曲げが作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力に対する簡易な評価式の構築に取り組む。曲げが作用する長方形断面部材では、短辺の板要素が局部座屈する場合と、長辺の板要素が局部座屈する場合の2通りの座屈モードが想定される。そこで本論文では、双方の座屈モードに対して、耐力評価式を提案する。

まず軸圧縮が作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力に関する評価式⁷⁾について、概要を述べる。小橋らは、軸圧縮が作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力について、長辺の座屈モード $w(x,y)$ を、4 辺を単純支持された板要素の変位関数 $w_p(x,y)$ と、材軸方向に延びる両側辺部を固定支持された板要素の変位関数 $w_r(x,y)$ との線形和として近似することで、エネルギー法に基づき座屈係数 k に対する評価式を以下の通り提案した。ここに、 γ は板要素間での拘束度合いを示すパラメータであり、 $0 \leq \gamma \leq 1$ の範囲で変化する実数である。

$$w(x,y) = \gamma w_p(x,y) + (1-\gamma) w_r(x,y) \quad (2)$$

$$k = 4\gamma + 6.98(1-\gamma) \quad (3)$$

$$0 < c/b \leq 0.1 \text{ の場合} \quad \gamma = 4.6c/b \quad (4-1)$$

$$0.1 < c/b \leq 1.0 \text{ の場合} \quad \gamma = 0.4 + 0.6c/b \quad (4-2)$$

Eq.(2)~Eq.(4-2)は長辺が局部座屈することを想定した評価式であり、 x と y は Fig.1 の x 軸、 y 軸と一致する。ここに、Eq.(2)を y で偏微分すると、板要素に生じる回転角 θ は Eq.(5)となる。

$$\theta(x,y) = \gamma \theta_p + (1-\gamma) \theta_r \quad (5-1)$$

$$\theta_p(x,y) = \frac{\partial w_p(x,y)}{\partial y} \quad (5-2)$$

$$\theta_r(x,y) = \frac{\partial w_r(x,y)}{\partial y} \quad (5-3)$$

$w_i(x,y)$ は固定端の支持条件を想定した変位関数であることを考慮すれば、座屈変形時の板側辺部 ($y = \pm b/2$) における回転角は $\theta(x,y) = \gamma \theta_p(x,y)$ となる。従って、 γ は板側辺部における $\theta(x, \pm b)$ と $\theta_p(x, \pm b)$ の比率であると分かる。

$$\gamma = \frac{\theta(x, \pm b/2)}{\theta_p(x, \pm b/2)} \quad (6)$$

続いて、 z 軸回転の曲げモーメントが作用する部材において、面内への等曲げが作用する長辺が座屈する場合について考察する。面内への等曲げが作用する板要素では、圧縮縁側の側辺部の境界条件と引張縁側の側辺部の境界条件は異なるものと考えられる。しかしながら、両端を単純支持された板要素の座屈係数が 23.9 であるのに対して、引張縁側の回転変形が拘束された板要素の座屈係数は 24.48 であり⁹⁾、両値の比率は 1.02 ($=24.48/23.9$) となることから、引張縁側の回転拘束の有無が板要素の座屈係数に及ぼす影響は小さいものと考えられる。そこで本論文では、面内曲げが作用する板要素の弾性局部座屈耐力は、圧縮縁側の板側辺部の境界条件による影響を大きくうけるものと考え、圧縮縁側の側辺部における回転変形に着目して耐力評価式の構築に取り組んだ。

端部が回転拘束される境界条件を満足するように板要素の面外変形を数式で表現する場合、例えば無限級数により変位関数を定式化する手法があるが、煩雑な数式表現になることが多い。そこで本論文では、有限要素解析で板要素の弾性局部座屈耐力および座屈モードを求め、座屈係数 k と γ の関係、ならびに γ と c/b の関係を分析した。

Fig.4 には解析モデルの概要を示す。解析は、汎用の有限要素解析ソフト Marc を用いた固有値解析である。部材長さ 300mm の長方形断面を有する角形鋼管部材、および板幅 100mm かつ長さ 300mm の

Fig.4 Outline of finite element analysis models

Fig.5 Buckling coefficient k versus γ

Fig.6 γ versus c/b

Fig.7 Ratio of FSA results with calculated strength

長方形の板要素の両端部に曲げモーメントを作用させ、弾性局部座屈耐力および座屈モードを計算し、圧縮縁側の板側辺部(図中の太破線部)に生じる回転角から、Eq.(6)に基づき γ を計算した。解析パラメータは長方形断面の短辺の板幅であり、Fig.3に示した固有値解析結果を参考に、長辺の座屈によって部材の弾性局部座屈耐力が決定したと想定される $c=10\text{mm}\sim 40\text{mm}$ の範囲を 5mm 間隔で変化させた。板厚は 0.8mm である。材料は鋼材を想定し、ヤング係数 $E=200000\text{N/mm}^2$ 、ポアソン比 $\nu=0.3$ とした。

Fig.5には、解析結果から計算した γ と、弾性局部座屈耐力からEq.(1)をもとに $l=b$ ($=100\text{mm}$)の条件で逆算した座屈係数 k との関係を示す。図中の破線は、両端ピン支持の条件($\gamma=1, k=23.9$)と両端固定端支持の条件($\gamma=0, k=39.6$)をむすぶ直線(Eq.(7))である。

$$k = 23.9\gamma + 39.6(1-\gamma) \quad (7)$$

図から、解析結果は γ の減少に伴い k が増加する傾向を示し、なおかつ解析結果とEq.(7)は良い対応を示した。

Fig.6には、 γ と c/b の関係を示す。図中のプロットが、有限要素解析から得た γ と c/b の関係である。図中の破線は、Eq.(8-1)～(8-3)による計算値である。Eq.(8-1)と(8-2)は、 $c/b=0.4$ 近傍にて板要素の境界条件が単純支持に近づくことを考慮し、 $c/b=0.4$ の断面仕様において $\gamma=1$ になるように、Eq.(4-1)および(4-2)の b を $0.4b$ に置き換えた評価式である。またEq.(8-3)は、 $c/b>0.4$ の範囲において、板同士の拘束効果は期待できない($\gamma=1$)条件を数式で表現したものである。計算結果は解析結果をわずかに上回る安全側の評価を示したものの、両者は良い対応を示した。

$$0 < c/b \leq 0.04 \text{ の場合} \quad \gamma = 11.5 \frac{c}{b} \quad (8-1)$$

$$0.04 < c/b \leq 0.4 \text{ の場合} \quad \gamma = 0.4 + 1.5 \frac{c}{b} \quad (8-2)$$

$$0.4 < c/b \text{ の場合} \quad \gamma = 1 \quad (8-3)$$

続いて、一様な圧縮力が作用する圧縮縁側の短辺の板要素の弾性局部座屈によって部材の弾性局部座屈耐力が決定する場合について考察する。短辺の板要素では、板要素内に均一な圧縮応力が作用するため、板要素の境界条件は両側辺部を等しい回転ばねで回転拘束された板要素に軸圧縮力が作用する場合に等しい。従って k と γ の関係はEq.(3)と等しくなり、 c/b と γ の関係性が分かれば、拘束効果を考慮した弾性局部座屈耐力の定量評価が可能である。ここに、

$c/b=0.4$ の断面仕様において、短辺の境界条件は単純支持板に等しくなり、なおかつ c/b の増加にともない $\sigma_{\text{FSA}}/\sigma_{\text{cr,F}}$ が大きくなることを考慮すれば、 $c/b>0.4$ (すなわち、 $b/c<2.5$)の範囲では、 c/b の減少(すなわち、 b/c の増加)に伴い拘束効果が大きくなると分かる。この傾向は、有限要素法に基づく固有値解析からも確認している(付録A)。従って、本論文では b/c と γ はFig.6と類似の傾向を示すと考え、Eq.(4-1),(4-2)の c/b を $0.4b/c$ に置き換えることで下式を得た。ここに、 $b/c>2.5$ の場合には、板要素間での拘束効果の発揮が期待できないと考え、Eq.(9-3)の条件($\gamma=1$)を追加している。

$$0 < b/c \leq 0.25 \text{ の場合} \quad \gamma = 1.84 \frac{b}{c} \quad (9-1)$$

$$0.25 < b/c \leq 2.5 \text{ の場合} \quad \gamma = 0.4 + 0.24 \frac{b}{c} \quad (9-2)$$

$$2.5 < b/c \text{ の場合} \quad \gamma = 1 \quad (9-3)$$

最後に、 y 軸回りの曲げモーメントが作用する場合について考察する。 y 軸回りの曲げモーメントが作用する場合、 $c<b$ より圧縮縁側の板要素の板幅は面内曲げが作用する板要素の板幅よりも必ず大きい。従って y 軸回転の曲げモーメントが作用する長方形断面部材では、必ず圧縮縁側の長辺が先行して局部座屈を生じるものと考えられ、板要素の境界条件は z 軸回りの曲げモーメントが作用した際の短辺と等しい。従って、 k と γ の関係はEq.(3)と等しくなり、また γ と c/b の関係はEq.(9-1)～(9-3)の c と b を入れ替えたEq.(10-1)～(10-3)となる。なお、解析結果と提案式の比較は付録Aに示す通りである。

$$0 < c/b \leq 0.25 \text{ の場合} \quad \gamma = 1.84 \frac{c}{b} \quad (10-1)$$

$$0.25 < c/b \leq 2.5 \text{ の場合} \quad \gamma = 0.4 + 0.24 \frac{c}{b} \quad (10-2)$$

$$2.5 < c/b \text{ の場合} \quad \gamma = 1 \quad (10-3)$$

Eq.(7)とEq.(8-1)～(8-3)、Eq.(3)とEq.(9-1)～(9-3)、およびEq.(3)とEq.(10-1)～(10-3)を用いて等曲げが作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力 $\sigma_{\text{cr,F}}$ を計算し、 $\sigma_{\text{FSA}}/\sigma_{\text{cr,F}}$ と c/b の関係を調べた。結果をFig.7に示す。図より、本論文での提案式は、部材断面を構成する板要素を単純支持板とみなした場合よりも精度の良い評価結果を与えたと分かる。等曲げを受ける長方形断面部材では、面内曲げが作用する板要素の板幅を見かけ上 0.4 倍の板幅を有する板要素とみなすことで、軸圧縮が作用する長方形断面部材と類似の数式を用いて部材の弾性局部座屈耐力を簡易に評価することができる。

2. 4 曲げ圧縮が作用する部材の弾性局部座屈耐力の評価

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

まず、面内曲げと圧縮の複合力が作用する板要素の局部座屈によって部材の弾性局部座屈耐力が決定する部材の γ と k の関係ならびに c/b と γ の関係について考察する。前節に示した通り、等曲げが作用する長方形断面部材では、面内曲げが作用する板の座屈係数は、板要素の境界条件を単純支持とみなした場合の座屈係数と、板側辺部の境界条件を固定支持とみなした場合の座屈係数の線形和として近似できた。また同様な仮定は、軸圧縮が作用する長方形断面部材についても成立する⁷⁾。従って、曲げと圧縮の複合力が作用する場合において板要素の座屈係数 k は、境界条件を単純支持とみなした板要素の座屈係数 k_p と、固定支持とみなした場合の座屈係数 k_r の線形和として下式のように近似できると仮定した。

$$k = \gamma k_p + (1 - \gamma) k_r \quad (11)$$

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

単純支持された板要素に曲げ圧縮が作用する場合の座屈係数 k_p についてはすでに数多くの研究がなされており、例えば文献4)に記載の通り、Eq.(12)に示す経験式が知られている。与式は、断面内に一様な圧縮力が作用する場合($f_2/f_1 = 1$)には $k=4$ となり軸圧縮が作用する単純支持板の座屈係数を等しくなり、また等曲げが作用する場合($f_2/f_1 = -1$)には $k=24$ となり等曲げが作用する単純支持板の座屈係数($k=23.9$)と一致する。

$$k_p = 4 + 2 \left\{ \left(1 - \frac{f_2}{f_1} \right)^3 + \left(1 - \frac{f_2}{f_1} \right) \right\} \quad (12)$$

ただし f_1 : 引張縁側の発生応力
 f_2 : 圧縮縁側の発生応力

Fig.8 Definition of f_1 and f_2

材軸方向に延びる板側辺部の回転が拘束された板要素に曲げ圧縮が作用する場合の座屈係数については、例えば文献10)の表中に座屈係数に関する数値の記載はあるものの、陽な関数で座屈係数を表現した先行知見は筆者らが調べた限りでは見当たらなかった。そこで、回転拘束された板要素に一様な圧縮応力が作用する場合の座屈係数が $k=6.98$ であり、等曲げが作用する場合の座屈係数が $k=39.6$ ⁹⁾となることを踏まえ、 $f_2/f_1 = 1$ の場合には $k=6.98$ となり、 $f_2/f_1 = -1$ の場合には $k=39.6$ となるように、Eq.(12)の係数を変化させることで、Eq.(13)を得た。

$$k_r = 6.98 + 3.26 \left\{ \left(1 - \frac{f_2}{f_1} \right)^3 + \left(1 - \frac{f_2}{f_1} \right) \right\} \quad (13)$$

Fig.9には、座屈係数と f_2/f_1 との関係を示す。プロットは有限帯板法による固有値解析から求めた座屈係数と f_2/f_1 との関係を表し、破線はEq.(12)およびEq.(13)から求めた計算結果を表す。Eq.(12)およびEq.(13)による計算結果は、いずれも解析結果とよい対応を示した。

続いて c/b と γ の関係について述べる。等曲げが作用する長方形断面部材では、面内曲げが作用する板要素を、板幅が0.4倍の板要素とみなすことで、 c/b と γ の関係を軸圧縮が作用する長方形断面部材と同じ数式で定量的に評価できた。この特徴に着目し、面内曲げと圧縮の複合力が作用する板要素の板幅を α 倍することで、評価式の構築を試みた。以下に、提案式を示す。Eq.(14-1)、(14-2)は、Eq.(3-1)、(3-2)をもとに、面内曲げが作用する板要素の板幅を α 倍した式である。Eq.(14-3)は、隣接する板要素からの回転拘束が期待できない断面仕様を表す数式である。 α は、等曲げ時($f_2/f_1 = -1$)には $\alpha=0.4$ となり、軸圧縮時($f_2/f_1 = 1$)には $\alpha=1$ となる数式(Eq.(15))で計算することとし、軸圧縮、曲げ圧縮、等曲げのいずれの条件も評価できる形とした。

$$0 < l_c/l_b \leq 0.1\alpha \text{ の場合} \quad \gamma = 4.6 \frac{l_c}{\alpha l_b} \quad (14-1)$$

$$0.1\alpha < l_c/l_b \leq \alpha \text{ の場合} \quad \gamma = 0.4 + 0.6 \frac{l_c}{\alpha l_b} \quad (14-2)$$

$$\alpha < l_c/l_b \text{ の場合} \quad \gamma = 1 \quad (14-3)$$

$$\alpha = 0.7 + 0.3 \frac{f_2}{f_1} \quad (15)$$

ただし l_b : 面内曲げが作用する板要素の板幅

l_c : 面内曲げが作用する板要素に隣接する板要素の板幅

Fig.9 σ_{cr} versus f_2/f_1

最後に、圧縮縁側の一様圧縮が作用する板要素が先行して座屈する場合について述べる。圧縮縁側の板要素の局部座屈を考える場合、 k と γ の関係はEq.(3)で表すことができるため、 c/b と γ の関係を定式化できれば、座屈係数を陽な数式で評価することができる。また等曲げを受ける長方形断面部材の場合、 z 軸回転のモーメントが作用する部材ならびに y 軸回転のモーメントが作用する部材の弾性局部座屈耐力は、面内曲げが作用する板要素を板幅が0.4倍の板要素とみなすことで、軸圧縮が作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力式を用いて定量評価できた。以上の結果を踏まえ、面内曲げと圧縮の複合力が作用する板要素を板幅が α 倍の板要素とみなすことで、下式を得た。

$$0 < l_b/l_c \leq 0.1/\alpha \text{ の場合 } \gamma = 4.6\alpha \frac{l_b}{l_c} \quad (16-1)$$

$$0.1/\alpha < l_b/l_c \leq 1/\alpha \text{ の場合 } \gamma = 0.4 + 0.6\alpha \frac{l_b}{l_c} \quad (16-2)$$

$$1/\alpha < l_b/l_c \text{ の場合 } \gamma = 1 \quad (16-3)$$

提案式の妥当性を検証すべく、軸圧縮力と z 軸回転のモーメントが同時に作用する場合、および軸圧縮力と y 軸回転のモーメントが同時に作用する場合について、有限帯板法による固有値解析を実施し、提案式に基づく計算結果との比較を行った。Table1には解析パラメータの一覧を示す。 c/b を0.1から1まで0.1間隔で変化させるとともに、 f_2/f_1 を-1から1まで0.2間隔で変化させることで、断面仕様の違いが曲げ圧縮部材の弾性局部座屈耐力に及ぼす影響を定量評価した。なお、部材の断面仕様はFig.1に示す長方形断面部材と同じである。板厚は、軸圧縮および等曲げの両検討において、板厚の違いが座屈係数には影響を及ぼさなかったことを考慮し、 $t=0.8\text{mm}$ で一定とした。材料特性やその他解析における諸条件は、2.1節で述べた有限帯板法による固有値解析と同じである。

Table 1 Analysis parameters

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

Fig.10 Ratio of analysis results with calculated results

Fig.10には解析結果と計算耐力の比率を示す。図の縦軸は $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,r}$ (拘束効果を考慮した弾性局部座屈耐力の計算値 $\sigma_{cr,r}$ で σ_{FSA} を除いた値)および $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,p}$ (拘束効果を無視した単純支持板の弾性局部座屈耐力 $\sigma_{cr,p}$ で σ_{FSA} を除いた値)を表し、横軸が c/b を表す。黒色プロットが端部拘束の影響を考慮した場合の結果を示し、白色プロットが拘束効果を無視した場合の結果である。AveおよびC.V.はそれぞれプロットの平均値と変動係数を表す。板要素間での相互拘束を考慮しない場合、解析結果と計算耐力の比率は1.00~1.57の間に分布し、なお且つ c/b が小さくなるにつれて $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,p}$ は大きくなる傾向を示した。一方、隣接する板要素間での拘束効果を考慮した場合、 $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,r}$ は0.98~1.14に分布しており、 c/b の値によらず概ね一定の値となった。計算耐力と解析結果との比率の平均値および変動係数に着目すると、 $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,r}$ の平均値は $\sigma_{FSA}/\sigma_{cr,p}$ に対して1.33から1.08に減少し、変動係数も8.92%から2.92%に減少した。提案式によって板要素間での拘束効果を考慮することで、軸圧縮、等曲げおよび軸圧縮と曲げの組み合わせ力が作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力を従来の単純支持板とみなした場合よりも精度よく評価できると言える。

3. 曲げ圧縮が作用する長方形断面部材の最大耐力

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

まず有効幅理論に基づく部材耐力の評価について、圧縮力と z 軸回りの曲げモーメントが作用する部材の長辺の板要素を例に、概要を述べる。板要素の負担耐力を評価する場合、各板要素の有効幅 b_e は低減係数 ρ を用いて下式で評価される。

$$b_e = \rho b \quad (17)$$

ここに、 ρ は一般化幅厚比($\lambda = \sqrt{\sigma_y/\sigma_{cr}}$)を用いて算出される値であり、設計指針によって異なる設計式が採用されている。代表例として、AISI Specification⁴⁾およびEurocode3⁵⁾に記載の設計式を以下に示す。

・AISI Specification

$$\lambda > 0.673 \text{ の場合 } \rho = \frac{1 - 0.22/\lambda}{\lambda} \quad (18-1)$$

$$\lambda \leq 0.673 \text{ の場合 } \rho = 1 \quad (18-2)$$

・Eurocode3

$$\lambda > 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.055\psi} \text{ の場合 } \rho = \frac{1 - 0.055(3 + \psi)/\lambda}{\lambda} \quad (19-1)$$

$$\lambda \leq 0.5 + \sqrt{0.085 - 0.055\psi} \text{ の場合 } \rho = 1 \quad (19-2)$$

$$\text{ただし } \lambda = \sqrt{\sigma_y/\sigma_{cr}} \quad (20-1)$$

$$\psi = f_2/f_1 \quad (20-2)$$

両設計指針とも、winterの提唱する有効幅の評価式³⁾を元に面内曲げが作用する板要素の有効幅を評価するものであり、 $\psi=1$ の場合にEq.(19-1)、(19-2)はEq.(18-1)、(18-2)と同じ式になる。以上から求

Table 2 Design equations of effective width

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

まる b_e を基に, Table2 に示す通り b_1 および b_2 を計算することで材軸方向に発生する応力分布 $\sigma_x(y)$ を仮定し, 負担軸力および曲げモーメントを下式で算出する. なお, b_1, b_2 の評価式は設計指針によって異なる式が採用されている. AISI Specification⁴⁾ ならびに Eurocode3⁵⁾ の設計式を, 併せて Table 2 に示す.

板要素の負担軸力

$$N_{PL} = t \int_{-l/2}^{l/2} \sigma_x(y) dy \quad (21)$$

板要素の負担曲げモーメント

$$M_{PL} = t \int_{-l/2}^{l/2} y \sigma_x(y) dy \quad (22)$$

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

ここに, AISI の設計式⁴⁾ では, $h_0/b_0 \leq 4$ かつ $\psi=0.236$ の場合に, b_2 の値が不連続な値となることが式から確認でき, 曲げ圧縮が作用する部材の最大耐力を連続的に評価する事には不向きであると考え. 従って本論文では, Eurocode3⁵⁾ の設計式を基に部材の耐力評価を行い, 端部拘束効果が部材の最大耐力に及ぼす影響を考察した.

3. 1. 有限要素解析の解析モデル概要

Fig.11 には解析モデルの概要を示す. Fig.11(a) が y 方向に偏心した圧縮力が作用する解析モデルの概要であり, Fig.11(b) が z 方向に偏心した圧縮が作用する解析モデルの概要である. 解析モデルは, 4 節点シェル要素を用いた有限要素解析モデルである. ソルバーには汎用の FEM 解析ソフト(Marc2014r1)を使用した. 解析モデルは, 部材長さ 300mm, 長辺の板幅 100mm の閉断面形状を有する. 板厚は $t=0.8\text{mm}, 1.6\text{mm}$ の 2 通りである. 各モデルとも, 長辺の板要素を板幅方向へ 40 分割し, 短辺の板要素を板幅に合わせて 10~40 分割した. また, 材軸方向には長辺の板要素, 短辺の板要素ともに 150 分割し, シェル要素が極端な長方形形状とならないように配慮した. 部材の両端は図心位置と端部の節点を剛体要素で剛接し, 材端での局所変形を防止した. 形状初期不整は, 既往の文献^{6),7)} を参考に, 座屈固有値解析で求めた変形モードに基づき, 最大変形量が板厚の 10% になるように与えた. なお, 冷間加工に伴う残留応力については, 残留応力によって角部が早期に降伏する影響と冷間成形によって角部の降伏強度が上昇する効果が相殺されるものと仮定し, 本モデルでは無視した. 素材の応力度-ひずみ度関係(Fig.12)には, 既報⁶⁾ にて JIS 規格の Z2241 に基づき行った材料引張試験の結果をもとに, ひずみが 1% 以下の領域の応力度-ひずみ度曲線をマルチリニアでモデル化した. 降伏条件には von Mises の降伏条件を使用し, 関連流れ則および等方硬化則に基づき材料特性をモデル化している. なお文献 7) と同様に, ひずみが 1% よりも大きい領域では素材強度⁹⁾ を一定とし, ひずみ硬化による影響は無視した. Table 4 には解析パラメータの一覧を示す. 本解析では, 部材の長さと同辺の板幅を一定のもと, 短辺の板幅 c , 板厚 t , 図心から載荷点までの偏心距離 e をパラメータとした解析を実施した. 載荷は, 部材の図心から z 方向または y 方向へ 0mm ~ 640mm 偏心した位置に軸圧縮力を作用させることで曲げと圧縮の複合力を作用させた(付録 B).

3. 2. 最大耐力と計算耐力の比較

Fig.13 には, 有限要素解析から得た部材の最大耐力と, 断面を構成する板要素が単純支持板として挙動すると仮定した計算耐力との比較を示す. プロットが解析で得られた最大耐力を表し, 実線が Eurocode3 に基づく計算耐力を表し, 破線が全断面有効と仮定した場合の降伏耐力を表す. 縦軸, 横軸は, 全断面有効で計算した軸圧縮時および等曲げ時の降伏耐力 N_y, M_y で無次元化した値である.

(a) Analysis model in which compression is eccentric in y direction was loaded (b) Analysis model in which compression is eccentric in z direction was loaded

Fig.11 Outline of finite element analysis models

Fig.12 Stress-Strain relationship

Table 3 Material properties

Thickness (mm)	0.813
Yield stress (0.1% offset) (N/mm²)	315
Tensile Strength (N/mm²)	439
Yield ratio (%)	75.1
Elongation (%)	33

Table 4 Analysis parameters

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

Fig.13 Maximum strength of rectangular sections under compression and bending

Fig.14 Stress gradient on the long side plate elements in x direction ($b=100\text{mm}$, $c=40\text{mm}$, $t=1.6\text{mm}$, and $e=640\text{mm}$)

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

$t=1.6\text{mm}$ の長方形断面部材に軸圧縮と強軸曲げの複合力が作用する場合、 $t=0.8\text{mm}$ の場合と同様に、軸圧縮解析において、最大耐力が計算耐力をわずかに下回ったものの、総じて計算耐力は解析結果

を過小評価する傾向が確認でき、また $c=20\text{mm}$, 40mm および 60mm の解析では、最大耐力が降伏耐力を上回る場合も確認された。

ここに、最大耐力が降伏耐力を上回った代表例として、 $b=100\text{mm}$, $c=40\text{mm}$, $t=1.6\text{mm}$ の部材に $e=640\text{mm}$ の偏心を与えた解析について、最大耐力時に $x=150\text{mm}$ の部材断面位置で長辺に生じた x 方向の応力分布を Fig.14 に示す。プロットが解析結果を示し、破線が計算耐力を算出する際に仮定した応力分布を示す。薄板軽量形鋼を用いた建築構造物において、パネルの枠材や屋根トラスは、建物が終局状態に至るまで損傷を生じない部材として使用する。このため、構造設計においても材料降伏後の耐力上昇を見込んだ設計は実施されておらず、図中に破線で示す通りの直線的な応力分布を仮定して部材耐力を評価する。一方、実際の構造物では、板厚が厚くなることで局部座屈耐力が上昇し、最大耐力時の長辺の応力分布は降伏耐力を超えて S 字形の非線形状となる(図中の白プロット)。部材の圧縮縁および引張縁が材料降伏に達した後も、塑性変形にともない長辺の負担耐力上昇したことで、最大耐力と計算耐力との間に差が生じた。

3. 3. 端部拘束効果を考慮した最大耐力の評価

隣り合う板要素の板幅の違いによって生じる相互拘束効果を考慮した曲げ圧縮部材の最大耐力に関する耐力評価法について考察する。前述の通り、パネル部材の枠材や屋根トラスに薄板軽量形鋼を用いた建物では、構造物が終局状態に至るまで形鋼には損傷を生じさせないという設計思想に基づき部材設計を行う。従って、材料降伏後の耐力上昇を設計上見込むことは、想定外の外乱が建物に作用した場合に設計者の予期せぬ損傷を生じる危険性があるため、積極的に用いられない。一方、最大耐力が降伏耐力を下回る場合について

は、設計耐力と実耐力との乖離を少なくさせることで、より経済的な設計が実現できる可能性があり、耐力評価法の高精度化が重要である。そこで本論文では、有限要素解析結果で得られた部材耐力が降伏耐力を下回った部材について、計算耐力と部材耐力との比率に隣り合う板要素間での拘束が及ぼす影響について考察した。

軸圧縮が作用する部材の最大耐力に着目した場合、板要素間での拘束効果は弾性局部座屈耐力が低い長辺の座屈後耐力に対して顕著に表れ、短辺に対しては殆ど有意な差は生じなかった⁷⁾。これは、板要素間での拘束効果は、局部座屈耐力が高い板要素が局部座屈耐力の低い板要素を拘束すること起因して生じるため、その逆である局部座屈耐力の低い板要素が局部座屈耐力の高い板要素を拘束する効果は殆ど期待できないためであると考えられる。そこで本論文では、隣り合う板要素間での拘束効果は、局部座屈耐力の最も低い板要素に発生するものと仮定したうえで、Eq.(14-1)～(22)で各板要素の負担軸力および曲げモーメントを計算し、部材耐力を再評価した。以下、本検討に用いた評価式を示す。

Long side plate の弾性局部座屈耐力が低い場合

$$M_{nlr} = M_{l_nlr} + M_{s_nl} \quad (23-1)$$

$$N_{nlr} = N_{l_nlr} + N_{s_nl} \quad (23-2)$$

Short side plate の弾性局部座屈耐力が低い場合

$$M_{nlr} = M_{l_nl} + M_{s_nlr} \quad (24-1)$$

$$N_{nlr} = N_{l_nl} + N_{s_nlr} \quad (24-2)$$

ただし M_{nlr} : 計算耐力(拘束あり)
 M_{l_nlr} : 長辺板要素の負担モーメント耐力(拘束あり)
 M_{l_nl} : 長辺板要素の負担モーメント耐力(拘束なし)
 M_{s_nlr} : 短辺板要素の負担モーメント(拘束あり)
 M_{s_nl} : 短辺板要素の負担モーメント(拘束なし)
 N_{nlr} : 計算耐力(拘束あり)
 N_{l_nlr} : 長辺の負担軸力(拘束あり)
 N_{l_nl} : 長辺の負担軸力(拘束なし)
 N_{s_nlr} : 短辺の負担軸力(拘束あり)
 N_{s_nl} : 短辺の負担軸力(拘束なし)

Eq.(23-1), (23-2)は長辺の板要素に拘束効果が表れることを想定した耐力評価式である。長辺の板側辺部に回転拘束が作用すると仮定して、長辺の負担モーメントおよび負担軸力(M_{l_nlr} および N_{l_nlr})を評価した。また Eq.(24-1), (24-2)は短辺に拘束効果が表れることを想定した評価式である。短辺の板側辺部に回転拘束が作用すると仮定して、短辺の負担モーメントおよび負担軸力 (M_{s_nlr} および N_{s_nlr}) を評価した。

有限要素解析の結果から最大モーメント $M_{\max}$ と $N_{\max}$ の比率 ($M_{\max}/N_{\max}$) が等しい M_{nl}/N_{nl} および M_{nlr}/N_{nlr} を提案式から計算し、 M - N 曲面上で、原点から最大耐力および計算耐力までの距離 ($l_{\max}$, l_{nl} , および l_{nlr}) の比率 ($l_{\max}/l_{nl}$, $l_{\max}/l_{nlr}$) と c/b との関係を調べることで、断面形状の変化が部材の最大耐力の評価精度に及ぼす影響を分析した。Fig.15 には、板要素間での拘束効果を考慮した耐力評価の結果

Fig.15 Ratio of the maximum strength with the nominal strength

と、拘束効果を無視した耐力評価結果との比較を示す。Fig.15(a)が拘束効果を無視した耐力評価値と解析結果との比率を表し、Fig.15(b)が拘束効果を考慮した場合の結果を表す。

拘束効果による影響を無視した場合、 $l_{\max}/l_{nl}$ は 0.96 から 1.24 の間に分布し、特に c/b が小さい $c/b = 0.2$ および 0.4 の解析において、 $l_{\max}/l_{nl}$ が大きくなる傾向を示した。この傾向は、固有値解析で得られた結果(Fig.10)と類似の傾向であり、隣り合う板要素間での拘束効果によって計算耐力と最大耐力の差異が大きくなったものと推察する。一方、板要素間での拘束効果を考慮した解析結果では、 $l_{\max}/l_{nlr}$ が分布する範囲は 0.96 から 1.15 に狭まり、 $l_{\max}/l_{nlr}$ の平均値も 1.10 から 1.05 に減少した。さらに変動係数についても、3.96%まで減少しており、 c/b が小さい断面仕様で $l_{\max}/l_{nlr}$ が大きくなる傾向も確認されなかった。拘束効果による影響が最も大きく表れた $c/b=0.2$ の断面仕様では、 y 軸まわりの弱軸曲げと圧縮力の複合力が作用した場合に、 l_{nlr} が l_{nl} の比率は最大で 1.12 倍となり、1 割以上の設計耐力の引き上げが期待できる断面仕様も確認された。このように部材に板要素間での拘束効果を考慮することで部材耐力を現行の基準に基づく設計耐力よりも大きく評価することが可能になり、長方形断面部材の座屈後耐力に対する評価精度を向上できる。

4. 結

曲げと圧縮の複合力が作用する長方形断面を有する薄板軽量形鋼の弾性局部座屈耐力および最大耐力に隣り合う板要素の板幅の違いが及ぼす影響を解析的に明らかにし、耐力評価手法を提案した。以下、本検討を通じて得られた知見をまとめる。

- ・曲げ圧縮が作用する長方形断面部材の局部座屈耐力は、断面を構成する板要素を単純支持板とみなした場合の計算耐力よりも大きい値となる。これは、弾性局部座屈耐力および最大耐力の双方で確認できる傾向であり、長辺と短辺の辺幅の差が大きくなるほど影響が顕著になる傾向を示す。長方形断面部材では、断面を構成する板要素によって弾性局部座屈耐力が異なるため、局部座屈耐力の低い板要素が、局部座屈耐力の高い板要素によって板側辺部の回転変形を拘束されたことで、板要素の境界条件を単純支持とみなした場合の計算耐力よりも高い局部座屈耐力が発揮された。

- ・軸圧縮と曲げの複合力が作用する長方形断面について、板要素間で回転拘束を考慮した弾性局部座屈耐力の評価式を提案した。提案式は、固有値解析に基づく計算耐力と良い対応を示し、軸圧縮、曲げおよび曲げと圧縮の複合力が作用する長方形断面部材の弾性局部座屈耐力を提案式で精度よく評価できる。

- ・隣り合う板要素間での拘束効果が部材の最大耐力に及ぼす影響を評価する場合、断面を構成する板要素のうち、最も弾性局部座屈耐力が低い板要素については端部拘束による影響を考慮して一般化幅厚比を計算し、他の板要素は単純支持板とみなして一般化幅厚比を評価することで、既存の設計式に基づく耐力評価の精度が向上する。

参考文献

- 1) Guide for Designing Cold-formed Steel Structures 2nd Edition, Gihodo Shuppan Co., Ltd., 2014 (in Japanese)
薄板軽量形鋼造建築物設計の手引き 第2版, 技報堂出版, 2014
- 2) Von. Kármán, T. Sechler, E.E. and Donnell, L.H.: The Strength of Thin Plate in Compression, Transactions ASME, vol.54, APM 54-5, 1932
- 3) Winter, G.: Strength of Thin Steel Compression Flanges, Journal of Structural Engineering, ASCE, pp.527-576, 1946
- 4) North American Specification for the Design of Cold-Formed Steel Structural Members 2016 Edition, American Iron and Steel Institute, 2016
- 5) EN 1993-1-3: Eurocode 3 – Design of Steel Structures, Part 1-3: General rules – Supplementary rules for cold-formed members and sheeting, CEN – European committee for standardization, 2006
- 6) Kobashi, T. Nakayasu, N. Shimizu, N. Kanno, R. Ikarashi, K.: Local Buckling Strength of Uniformly Compressed Octagonal Thin Walled Section Members, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ). 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
- 7) Kobashi, T. Ikarashi, K. Shimizu, N.: Elastic Local Buckling Strength and Maximum Strength of Cold Formed Steel Members with Different Plate Width on Adjacent Plate Elements, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ). No.749, pp.1051-1061, 2018, 7 (in Japanese)
小橋知季, 五十嵐規矩夫, 清水信孝: 隣り合う板要素の幅が異なる薄板軽量形鋼の弾性局部座屈耐力および最大耐力, 日本建築学会構造系論文集, 第749号, pp.1051-1061, 2018, 7
- 8) Kobashi, T. Ikarashi, K. Shimizu, N.: Evaluation of Local Buckling Strength on Octagonal Section Members, Proceedings of the Eighth International Conference on THIN-WALLED STRUCTURES, 2018, 7
- 9) Recommendations for Stability Design of Steel Structures, Architectural Institute

of Japan, 2009 (in Japanese)

日本建築学会: 鋼構造座屈設計指針, 2009座屈設計指針

10) Timoshenko, S. Gere, J.: Theory of elastic stability. McGraw-Hill, 1961

付録A

曲げが作用する長方形断面部材の弾性局部座屈について、 z 軸まわりの曲げが作用する部材(ただし、 $1 \leq b/c \leq 2$)の b/c と γ の関係、ならびに y 軸まわりの曲げが作用する部材(ただし、 $0 < c/b \leq 1$)の c/b と γ の関係をFig.1Aに示す。部材は、いずれも曲げが作用する際に一様な圧縮応力が作用する圧縮縁側の板要素が局部座屈する断面仕様を有する。プロットが有限要素法による固有値解析から得た座屈モードを基に計算した γ の値であり、破線がEq.(9-1)~(9-3)ならびにEq.(10-1)~(10-3)で計算した γ の値である。図より、解析結果と計算値は概ね良い対応を示し、本論文での提案式で、曲げが作用する部材の c/b または b/c と γ の関係を概ね評価できると言える。

Fig.1A γ versus $c/b, b/c$

付録B

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

Fig.2A Effect of the load difference (eccentric compression or combined load with constant compression and bending)

ELASTIC LOCAL BUCKLING STRENGTH AND MAXIMUM STRENGTH OF RECTANGULAR SECTION MEMBERS WHICH WERE LOADED COMPRESSION AND BENDING

Tomoki KOBASHI^{*1}, Kikuo IKARASHI^{*2} and Nobutaka SHIMIZU^{*3}

^{*1} Researcher, Steel Structures Research Lab., Nippon Steel & Sumitomo Metal Corporation, M.Eng.

Grad. Student, Dept. of Architecture and Building Engineering, Tokyo Institute of Technology

^{*2} Prof., Dept. of Architecture and Building Engineering, Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

^{*3} Senior Researcher, Steel Structures Research Lab., Nippon Steel & Sumitomo Metal Corporation, Dr.Eng.

Cold-formed steel members were composed of thin plate elements thus the members were easily occurred the local buckling under compression. The local buckling strength significantly affects the maximum strength of the members, therefore providing an accurate evaluation method for the local buckling strength is one of the key issues in their design. The conventional design method was assumed that the plate elements behave as a simply supported plate element. However, the longitudinal edges of plate elements were restrained their rotation by adjacent plate elements, and this restraining might lead an increase of local buckling strength of cold formed members both in the case of elastic and inelastic.

In this paper, we investigated the restraining effect on rectangular section under combined compression and bending condition. First, we conducted the eigenvalue analysis by finite strip method. Through the comparison between numerical analysis results and theoretical results which assumed simply supported condition, we found that the restraining effect was appeared not only under axially compressed loading condition but also under combined loading condition.

Then, we considered evaluating the elastic local buckling strength under combined compression and bending condition by the equations which we had developed for axially compressed members. Through the comparison between eigenvalue analysis results and calculated results, we found that the elastic local buckling strength of rectangular sections under bending and compression could be evaluate the developed equations accurately with a tiny modification.

Finally, we conducted a finite element analysis to investigate the restraining effect on inelastic strength (i.e. maximum strength) of rectangular section members. The maximum strength of rectangular sections was mostly higher than the nominal strength which assumed the boundary condition as a simply supported condition. Furthermore, we re-evaluated their maximum strength with a consideration of restraining. The re-evaluated results were agreed well with the numerical analyses, thus we found that the maximum strength of rectangular sections was evaluated accurately to consider the restraining effect between adjacent plate elements compared with the conventional method which regard the plate elements as a simply supported plate.

(2018年6月20日原稿受理, 2018年10月12日採用決定)