有孔 H 形鋼梁の変形性状に着目した塑性変形性能改善手法に
関する一提案SUGGESTION ON RECOVERY METHOD FOR PLASTIC DEFORMATION
CAPACITY OF H-SHAPED STEEL BEAMS WITH WEB OPENING

鈴木 敏 郎*, 小河 利 行*, 木 村 克 次**, 元 結 正次郎***, 末 岡 利 之****

Toshiro SUZUKI, Toshiyuki OGAWA, Katsuji KIMURA,

Shojiro MOTOYUI and Toshiyuki SUEOKA

The plastic deformation capacity of H-shaped steel beams is reduced with web openings as well as yield strength of ones. The final configuration of such beams is specialized with the collapse mechanism near holes. This deformation pattern causes the less of strength of beams. Then we suggest the new recovery method of plastic deformation capacity at the standing point of the constraint of the above local deformation pattern near holes. Here, we discuss the effect of such constraints numerically and experimentally.

keyword : beam, plastic deformation capacity, web opening, finite element method

曲げ部材, 塑性変形性能, 有孔梁, 有限要素法

1. はじめに

著者等は、既に文献 1, 2 において円形開口を有する H 形鋼梁（以下有孔梁と呼ぶ）の塑性変形性能について述べてきた。その中で有孔梁の場合降伏耐力同様に塑性変形性能も低下することを示すと同時に、その有孔梁の塑性変形性能を評価する方法を提示してきた。従来このような有孔梁に対して設計者あるいは研究者は降伏耐力の劣化のみに着目し、その目的を達成する方法として、例えば、○ウェブの断面欠損を補う補強鋼板を溶接する方法○フィーレンディールトラス効果による局部モーメントに対する補強として開口部に鋼管を溶接する方法などの手法が多く用いられているのが現状である。このような耐力重視の発想が、開口部というものは塑性変形能力を要求される部位には設けないという立場から出ていることは推測されるが、しかしながら実際には建築計画、開口が梁端部あるいはその近傍に設けられる場合も想定され、このような場合には上記の従来考えられてきた単なる耐力補強という考え方のみでは不十分である。

一方近年無開口梁の場合には「建築耐震設計における保有耐力と変形性能」¹⁰⁾によればフランジ幅厚比とウェブ幅厚比の両値によって規定され、ウェブがかなり薄くても所定の塑性変形性能が確保できるとされている。このようなウェブの比較的薄い梁の場合シアスパン比が小さくなり、開口の塑性変形性能に及ぼす影響はより顕著に現れるものと考えられる。そこで、本論文ではまず上記のような梁の降伏後挙動に開口が及ぼす影響を数値解析にて示し、有孔梁の塑性変形性能の劣化を向上させる手立てが重要であることについて触れるとともに、有孔梁の変形性状に着目した塑性変形性能改善手法を提案する。またこの方法が有孔梁にもたらす効果をモデル化した数値解析および具体的な実形態による実験により確認している。この方法は著者等の一人が近年提案している面的局部座屈拘束という概念^{4), 5), 6)}を拡張したものであり、開口部近傍の局所的に見られる変形を梁に内蔵された鋼板により抑制しようとする自己補修機能ともいうべきものである。

本論文の一部は文献 8) で発表している。

* 東京工業大学工学部建築学科 教授・工博

** 東急建設(株)構造設計部 部長・博士(工学)

*** 東急建設(株)構造設計部 工博

**** 東京工業大学工学部建築学科 大学院生
(社会人プログラム) 工修

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

General manager, Dept. of Structural design Tokyu Construction Co., Ltd. Dr. Eng.

Struct., Eng., Dept. of Structural design, Tokyu Construction Co., Ltd. Dr. Eng.

Graduate student, Tokyo Institute of Technology, M. Eng.

2. 局所変形が塑性変形性能に及ぼす影響

2. 1 数値解析モデル

まずここでは、開口が設けられたことにより、梁の塑性変形性能が大きく低下する典型的なモデルを取り上げ、本論文で提示するような何らかの手立てが必要であることを示すとともに、その塑性変形性能の低下にどのような局所変形が影響しているかを解析により得られた最終崩壊状態から判断する。ここで取り扱うH形鋼梁の断面形状は、文献2にて用いた試験体サイズH-250x125とし、また開口条件は、開口位置(Lh)を梁成(D)の0.75および開口率(2R/D; Rは開口半径)を0.60としている。解析パラメータとしては、開口の有無およびウェブ板厚($t_w=6\text{ mm}$ および 4 mm)を設定している。具体的な断面寸法をFig. 1に、使用材料特性をFig. 2に示す。また、Fig. 3は文献7で提案されている開口部位置での全塑性モーメントおよびせん断耐力から求めたM-Q関係図である。この図から判断されるように、ウェブ厚が 4 mm で開口があるモデルのみがせん断にて耐力が規定されるモデルとなっている。ただし、この場合のウェブ幅厚比の値(58)は開口の有無に関わらず降伏耐力前にはウェブ板要素は座屈を起こさないと評価される値である³⁾。なお用いた解析手法は文献3にて示した4節点シェル要素である。本モデルの分割方法および採用材料特性の妥当性をAppendix Iに示す。

2. 2 解析結果

Fig. 4は各モデルの荷重変位曲線を示したものである。図中縦軸は梁端部作用モーメントMを無開口断面の全塑性モーメント M_p で無次元化した値を、横軸は部材角 θ を上記の全塑性モーメントに対応する弾性回転角 θ_p で無次元化した値をそれぞれ示している。これらの結果により、無開口モデルと開口モデルの通常懸念される降伏耐力の比較において、降伏耐力の開口の有無による低下はウェブ厚に関わらずほぼ同じであるのに対して、耐力劣化点での変位値はウェブ厚に応じて急激に小さくなる様子が見られる。特にウェブ厚が 4 mm のモデルでは、降

Fig.1 Analytical model

Fig.2 Material properties

Fig.3 M-Q interaction curve

Fig.4 Load-displacement curve

Fig.5 Deformation condition at final step

伏耐力後直ちに耐力が劣化している。これは、Fig. 3に示したように開口が設けられた場合せん断耐力が低下することにより、開口部近傍にて形成される崩壊機構²⁾によるせん断変形が降伏耐力後急激に成長するためと考えられる。またこのことは、無開口時においては設計上必要な塑性変形性能を有している梁でも、開口を設けられることにより急激な塑性変形性能の劣化を生ずる場合があることを示唆している。またFig. 5はウェブ厚4mmの無開口モデルと開口モデルの最終変形状態を示したものである。この図から明らかなように、無開口モデルの変形状態ではフランジの捩じれ変形が顕著に見られるのに対して、開口モデルのそれは、開口部近傍のウェブの面外変形および圧縮フランジ側のT断面部分の柱的変形（Appendix III 参照）が卓越しているのが確認される。このような圧縮フランジの変形は開口部において形成されるフィレンディールトラス効果によるものであるが、最大耐力以後この局所的なP- δ 効果により圧縮フランジの圧縮耐力が低下する結果、梁全体としての塑性変形性能が著しく低下するものと考えられる。

3. 局変形拘束が降伏後の挙動に及ぼす影響

3. 1 局変形拘束の設定

前節で述べたように開口が設けられた場合には、その特有の変形によって最大耐力以後の挙動が決定される。ここでは、このような局変形を拘束することが、梁全体の降伏後の挙動にどのような影響を及ぼすかを数値解析により検討する。対象とする基本モデルは前節のウェブ厚4mmの有孔梁としている。また設定した拘束モデルは、Fig. 6に示すように、ウェブの面外変位を完全に幾何学的な境界条件として拘束したモデル（Aタイプ）、開口部近傍のウェブの両面から鋼板を配したモデル（Bタイプ）およびこれと同様の考えに基づきC形鋼板を配したモデル（Cタイプ）の3種類である。また、比較のため従来から用いられている鋼板を溶接したモデル（Dタイプ）についても解析を行っている。なお、いずれの鋼板もウェブと同厚（4mm）とし、材料定数についてもウェブと同じ値としている。上記のBおよびCタイプで設定した鋼板あるいはC形鋼板は局所的な変形を拘束する目的で配するために、鋼板上の節点変位のすべての成分をウェブ上の対応する節点変位成分に一致させるのではなく、ウェブに接する面上のX方向変位、a-a'およびb-b'ライン上のZ方向変位、a'およびb'点でのY方向変位のみを初期形状において対応する各節点間で等しくする方法を採っている（Fig. 6参照）。これは鋼板およびC形鋼板ともに共通である。また従来のDタイプの取り扱い方は鋼板が溶接される該当部分のウェブが完全に一体となるものとし、その部分のウェブ厚を12mm(=4mm x

Fig. 6 Constraint condition modeling

3)として評価している。さらにDタイプのみ鋼板を配する領域をFig. 6に示す局所的なもの（鋼板溶接仕様に対応：Localと記述）とウェブ全体とするもの（ウェブ板厚サイズアップ仕様：Globalと記述）の2種類を設定している。

3. 2 開口部鋼板溶接仕様の効果

まず鋼板を溶接したDモデルの両結果をFig. 7に示す。図中には無開口モデルおよび無拘束モデルの結果を比較のため示してある。この結果から、従来行われてきた鋼板溶接仕様は、無拘束モデルと比較すると、梁の降伏耐力および塑性変形性能ともに向上する傾向が見られ、十分な修復効果が得られている。特に鋼板溶接適用領域を梁端部まで行ったモデルの場合降伏耐力の上昇率は無開口モデルのそれと比較してもなお大きい。しかしながら、

Fig. 7 Load-displacement curve

このことは、実際の設計業務の流れにおいて開口部に対処する段階では柱梁の断面がほぼ決定されており、梁の降伏耐力が極端に変化することは、地震時における建物骨組の崩壊機構を変化させる可能性があるという観点から言えば、たとえ耐力が上昇する場合でも設計上好ましいことではない。したがって、梁端部の開口部分に鋼板を溶接あるいはウェブ板厚のサイズアップを行う場合には設計者はこのような点に注意して行う必要がある。なお、このDタイプの両モデルの最終変形状態を参考のためにAppendix IIに示しておく。

3. 3 局所変形拘束の効果

次に、Fig. 8に各拘束（A～C）モデルに対して得られた荷重変位曲線を示す。図中には参考のために無拘束モデルをも併せ示している。まず、ウェブの面外変位を拘束したモデルの結果と無拘束モデルの結果を比較する。文献2および前節で示した通りウェブの面外変形が開口部近傍のフィレンディールトラス効果によるフレーム変形を促進し、かつ圧縮フランジの柱的挙動を誘発することは明らかであるが、ここで得られた解析結果から具体的にそのことが理解される。すなわち、最大耐力（降伏耐力）以後の劣化勾配においては、拘束Aモデルの場合無拘束モデルと比しかなり緩やかなものとなっており拘束効果が現れている。ただし、降伏耐力までの挙動に差異は見られず降伏耐力以後も両者ともに耐力が劣化する様子が見られている。一方、鋼板を配した拘束Bモデルの結果は、降伏耐力にも無拘束モデルとの差異が見られており、さらに降伏耐力以後の挙動においても安定した耐力上昇が見られ、拘束Aモデルと比較しても全く異なった結果となっている。C形鋼板を配した拘束Cモデルの結果もほぼ拘束Bモデルと同様の傾向を示す結果となっているが、拘束Bモデルよりも、安定した耐力上昇領域がさらに広い範囲となり、その結果最大耐力点も高い値となっている。この拘束Aモデルと拘束BあるいはCモデルの違いを明らかにするために、Fig. 9に各モデルの最終変形状態を示す。Fig. 9(a)は拘束Aモデルに

Fig. 8 Load-displacement curve

(a) Model A

(b) Model B

(c) Model C

Fig. 9 Deformation condition at final step

Fig. 10 Plastic region of Model C at each displacement level

対する結果であり、開口部近傍のフィーレンディールトラス効果による柱の変形が無拘束モデル (Fig. 5 参照) 同様見られているのに対して、Fig. 9 (b) の拘束 B モデルでは柱の変形がモデル A に比し抑制されている様子が、Fig. 9 (c) の拘束 C モデルではこの変形がほとんど生じていない。このことは、ウェブの面外変形を拘束することは開口部近傍の圧縮フランジに現れる特有の柱の変形をある程度遅延することはできるものの、開口部近傍でのウェブ面内の塑性変形を抑制しない限り、この特有の変形形式による耐力劣化は免れないことを示しており、拘束 B、C モデルのような局部変形を拘束する作用が梁としての高い塑性変形能力を確保することを可能にすることを示している。またこの開口部近傍の圧縮フランジの柱の変形を抑制することにより、Fig. 8 に示した拘束 B モデルおよび C モデルの荷重変位曲線において、降伏耐力が適度に上昇するという現象を間接的に生み出している。Fig. 10 は拘束 C モデルの Fig. 8 の点 a および点 b での変位段階における塑性化領域を図化したものである。降伏耐力時に相当する点 a の変位段階では、局所変形を拘束するために配した C 形鋼板に塑性化領域はほとんど見られていないのに対して、母材には開口部近傍および梁端部の領域が塑性化している様子が見られる。さらに点 b における結果も母材がかなり広い領域に塑性化領域が見られるのに対して、添え板には限定された範囲の塑性化領域しか見られていない。この母材の広い領域における塑性化領域が、拘束 B および C の最大耐力時の変位値を大きくしている原因である。したがって、通常行われている開口部における補強を目的とした鋼板溶接仕様とは、その考え方において全く異なるものであることは以上の結果から明らかであり、局部変形を拘束するという意味において B モデル C モデルを補剛と本論文では称するものとする。なお、拘束 B モデルと拘束 C モデル間の荷重変位曲線間に見られる最終的な挙動の差異は、Fig. 9 の最終変形図でウェブ面上に記載したウェブ面外変位の等高線から圧縮フランジが構面外に変位していることが判断されるように、拘束 B モデルでは鋼板のみを配しているために、圧縮フランジの横変位が生じているのに対して、拘束 C モデルでは C 形の鋼板を設定しているためにこの変位をも拘束しているためと考えられる。

4. 局部変形拘束効果検証のための実験的検討

4. 1 試験体および実験概要

前節で開口を有する梁に対する局部変形拘束の概念とその意味について述べた。ここでは、その補剛効果を実験的に検証する。試験体は主たる目的が局部変形の拘束効果の確認であるから、文献 2 で著者らが既に行った開口梁の実験結果と直接比較が可能のように、文献 2 同様

の試験体寸法とした。また開口条件としては、

- ・開口部曲げ降伏型 A075-R60
- ・開口部せん断降伏型 S125-R65, S075-R65

Fig. 11 Test specimens

Table 1 Properties of test specimens

Using H-250x125x6x9 : L=125cm

MODEL	R(mm)	LH(mm)	BRACING	JOINT
*A075-R60	75.00	187.5	NON	-
*A075-R60 -P6	75.00	187.5	P6	4-BOLTS
A075-R60 -PN6	75.00	187.5	PN6	4-H. T. BOLTS
*A075-R60 -PL6	75.00	187.5	PL6	4-BOLTS
A075-R60 -P3.2	75.00	187.5	P3.2	4-H. T. BOLTS
*S075-R65	81.25	187.5	NON	-
S075-R65 -PS6	81.25	187.5	PS6	8-H. T. BOLTS
S125-R65	81.25	312.5	NON	-
S125-R65 -P3.2	81.25	312.5	P3.2	4-H. T. BOLTS
A075-R60 -PW6	75.00	187.5	(PW6)	WELD

(A***)-(P####)

└ Bracing type

└ Opening condition

Table 2 Mechanical properties of steel (SM490)

Test piece	σ_y tf/cm ²	σ_u tf/cm ²	E tf/cm ²	Est tf/cm ²	ϵ_{st}	Elong. %
web	4.35	5.64	2081.8	43.5	0.020	24.89
web*	4.03	5.28	2068.6	48.7	0.024	25.87
flange	3.97	5.48	2066.9	35.9	0.017	25.40
flange*	3.82	5.27	2058.9	50.0	0.020	25.26

Fig. 12 Apparatus

の2種類を設定している。局部変形を拘束する方法（補剛形式）としては、前節で述べた拘束Cモデルを想定し、C形の鋼板をウェブの両面からボルトのみにより取り付ける仕様とし、C形鋼板と母材の接触効果により先の解析モデルに設定した拘束条件を確保するようにしている。ボルトの締め付けは手締め程度としており、またボルトによる取り付ける手段として、ボルト穴をルーズ穴（長穴）とするタイプ（PL）、ボルト穴径をボルト径+1.5 mmとするタイプ（P, PN）およびボルト本数を計8本とするタイプ（PS）の3種類を設定している。これらは、PLタイプが前節で示した解析モデルをできる限り忠実に具象化したものであり、Pタイプは省力化の目的でルーズ穴を通常ボルト穴形状に簡略化したものであり、PNタイプはさらにリブプレートをも省略したものである。またPSタイプはボルトの本数の影響を見るためにPタイプの2倍としたものである。一方補強形式としては添え板を母材ウェブにすみ肉溶接により添接したPWタイプを設定している。なお補強材および補剛材の板厚はウェブの断面欠損を補うという目的に沿って次式をほぼ満足するような板厚：6 mmを基本厚さとして設定し、さらに補剛材についてはそのほぼ1/2の場合（3.2 mm）も比較のため設定している。

$$[A_w]_{\text{original}} = [A_w]_{\text{hole}} + A_{\text{reinforce}} \quad (1)$$

ここに、 $[A_w]_{\text{original}}$ 、 $[A_w]_{\text{hole}}$ 、 $A_{\text{reinforce}}$ は、母材の無開口時のウェブ断面積、母材の開口時のウェブ断面積および補強材の断面積をそれぞれ示している。

具体的な試験体形状および寸法をFig. 11、Table 1に示す。本実験に用いたH型鋼は市販のロール材から製作したものであり、材質は添え板ともにSM490である。母材の材料試験の結果をTable 2に示す。なお本試験体は2種類のロール材から製作しており、それらを区別するためにTable 2中に*印を用いて表記している。また同様にボルトについても中ボルト、高力ボルトの2種類を用いており同表中にそれぞれ明記している。

実験は文献2同様地震時の逆対称曲げモーメントの応

Fig. 13 Load displacement curve

Fig. 14 Load displacement curve

Fig. 15 Load displacement curve

力状態を想定し、Fig. 12に示すような中央集中載荷形式としている。

4. 2 実験結果および考察

各補剛形式、添え板溶接による補強形式および文献2で行った無拘束無補強開口モデルとの実験結果を比較することにより、それぞれの補強、補剛が降伏後の挙動にもたらす効果について述べる。

まず、開口部曲げ降伏型の開口モデルに対する本補剛材の効果を検討する。実験により得られた荷重変位関係をFig. 13に示す。縦軸は梁端部曲げモーメントMを無開口断面の全塑性モーメント M_p で無次元化した値を、横

Photo. 1 Final deformation condition

軸は部材角 θ を M_p に対応する弾性部材角 θ_p で無次元化した値をそれぞれ示している。図中△で示したものは文献2で示した開口モデルの結果を、また○で示したものがPL6タイプの補剛形式の結果を、さらに□で示したものがPW6タイプの補強形式の結果をそれぞれ示している。この結果は、前節で述べた補強と補剛のそれぞれの特徴がよく現れている。補強を施したPW6タイプでは開口モデルに比べ降伏耐力が上昇しており補強の目的が十分達成されている。それに対して補剛を施したPL6の結果は降伏耐力の上昇は見られないものの、降伏後安定した荷重変位曲線となっており補剛の目的が達成されている。すなわちPL6タイプは降伏後緩やかな耐力上昇後最大耐力に達し、その後の劣化勾配も緩やかなまま最終的には中ボルトが破断した変位段階 ($\theta/\theta_p = 25$ 程度) まで安定した結果となっており、前節の拘束Cモデルの解析結果同様の傾向を示している。この補剛形式を施した試験体と無補剛の試験体のそれぞれの最終変形状態を示したものがPhoto. 1である。圧縮フランジとウェブとの交線部分(写真中の実線)の柱的変形が補剛材により抑制されている様子が見られる。また上記の結果とP6、PN6およびP3.2の各補剛タイプを比較したものがFig. 14である。ただし、P6は中ボルト仕様のために最大耐力後まもなくボルトが破断したので、その段階で実験を終了している。P6およびPN6の結果は降伏後における補剛材の応力負担がPL6よりも大きくなることから、降伏後の耐力上昇勾配がPL6に比し大きくなっている。しかしながら、最大耐力時の変位値および劣化勾配においては両者はそれほど差が見られてい

ない。このことから、実用上はあえてボルト穴をルーズ穴形状にする必要性は乏しいと考えられる。また補剛材の板厚を約1/2にしたP3.2の結果は、P6と比較すると最大耐力時の変位量はほぼ1/2となっているが、PW6の結果とはほぼ同じ結果となっている。このことは本試験体においては本補剛方法は従来の鋼板溶接仕様と比し塑性変形性能の向上手法として有効な方法であることが理解される。以上の結果から、ここで提案した補剛材は、前節で数値解析的に示した拘束モデルの特徴をよく再現しており、著者らが提案する局部変形拘束による塑性変形性能の改善手法の具体的方法として妥当であることが明らかとなった。なおこの実験結果では、数値解析において見られた補剛による降伏耐力の上昇効果までは確認できなかったが、これは本試験体が開口部曲げ降伏型であるために、開口部近傍に現れる圧縮フランジの柱的変形が降伏耐力段階では小さいこと、および実際の補剛材の変形拘束が解析モデルよりも不完全なことが理由として考えられる。ただし、本開口モデルに元々見られる降伏耐力の劣化は1割程度と僅かであり、この程度の低下は無開口梁においてもシアスパン比が小さい場合に起こり得る現象で塑性設計指針⁹⁾でも許容範囲としている。そこで、次に降伏耐力の低下が比較的大きいせん断降伏型の開口梁に及ぼす補剛材の効果について述べる。Fig. 15に実験結果を示す。この場合ボルトの本数に関わらず両補剛形式ともに降伏耐力の上昇が見られる。これは、これらの開口梁の降伏耐力が開口部のせん断耐力により規定されるものであり、その結果初期の段階で既に圧縮フランジの柱的変形が顕著なためと考えられる。また降伏耐力以後の挙動を見ると、両補剛ともに先の曲げ降伏型の例の各板厚に相当する結果と同様な結果となっており、今回の行った実験の範囲では開口条件およびボルト本数などの差異は特には見られていない。

5. まとめ

本論文では、開口を有するH形鋼梁の塑性変形性能向上を目的とした局部変形拘束という概念に基づく補剛を提案し、その妥当性を検証するための数値解析による検討し、さらに補剛モデルを具象化した補剛材の有効性について実験的に検討を行い、本補剛材が開口梁の降伏後の挙動に及ぼす影響について明らかにした。

ただし、今回本手法概念の妥当性について述べたものであり、実用上は様々な条件下においてどのような性状を示すかを定量的に把握する必要があるものと考えられる。これについては今後の課題とするものとする。

参考文献

- 1) 鈴木敏郎, 小河利行, 木村克次, 元結正次郎, 末岡利之: 円形開口を有する

H型鋼梁の塑性変形性能 その1 基本的性状の把握、日本建築学会構造系論文報告集、第440号、pp. 105-111、1992. 10

- 2) 鈴木敏郎, 小河利行, 木村克次, 元結正次郎, 末岡利之: 円形開口を有するH型鋼梁の塑性変形性能 その2 比較的大きい円形開口を有する梁の局部座屈機構、日本建築学会構造系論文報告集、第452号、pp. 139-148、1993. 10
- 3) 鈴木敏郎, 木村克次, 元結正次郎: 円形開口を有する薄肉鋼板の弾塑性せん断座屈挙動に関する数値解析的研究、日本建築学会構造系論文報告集、第450号、pp. 109-116、1992. 8
- 4) 鈴木敏郎, 小河利行, 木村祥裕, 土橋正樹: 局部座屈拘束した鋼構造部材の塑性変形性能(その1)(その2)、日本建築学会大会学術講演梗概集(東海)、構造Ⅱ、pp. 1113~pp. 1116、1994. 9
- 5) 鈴木敏郎, 小河利行, 小笠原朋隆: 外側拘束された円形鋼管の塑性局部座屈に関する研究、日本建築学会構造系論文報告集、第458号、pp. 137-143、1994. 4
- 6) T. Suzuki, T. Ogawa, S. Motoyui: Concrete-filled High tensile Steel Tubular Structures, IABSE 13th CONGRESS, pp. 3-8、1988. 6
- 7) 福知保長, 土井康生, 細川裕司: 円形孔を有するはりの耐力と設計法、日本建築学会論文報告集、第296号、pp. 27-36、昭和55年10月
- 8) 鈴木敏郎, 小河利行, 木村克次, 元結正次郎, 小牧正幸: 開口補剛した有孔梁の塑性変形性状に関する研究 (その1)(その2)、日本建築学会大会学術講演梗概集(関東)、構造Ⅱ、pp. 1465~pp. 1468、1993. 9
- 9) 日本建築学会: 鋼構造塑性設計指針、1975
- 10) 日本建築学会: 建築耐震設計における保有耐力と変形性能、1990

Fig. A.1 Load-displacement curve

(a) Full web model

(b) Web opening model

Fig. A.2 Comparison of final deformation for numerical and experimental results

Appendix 1 数値解析手法の妥当性検証

2節、3節で示した数値解析における解析手法、材料特性および要素分割を含むモデル化の妥当性について検証する。妥当性検証を行うにあたっての比較対象は文献2で行った試験体のうち、本論文2節で示した断面H・250x125x6x9である。Fig. A. 1に荷重変位曲線を示す。無開口モデルの降伏耐力から最大耐力間において若干の差異が認められるが、全体として実験結果と数値解析結果はよい対応を示している。またFig. A. 2は最終変形状態を実験結果(写真)と数値解析結果を併せて示したものであるが、両者の結果がよく対応していることがわかる。特に本論文では変形状態に対しての拘束効果を判断する必要があり、その意味でも本数値解析手法は妥当な手法であると思われる。

Appendix Ⅱ Dタイプにおける最終変形状

3節で行った従来の鋼板溶接あるいはウェブ板サイズアップに関する数値解析による最終変形状態をFig. A. 3に示す。なお、Model D-Localの結果は4節で行った試験体PW6の結果とよく対応していることを記しておく。

Appendix Ⅲ 本文中に用いた柱的変形の意味について

本論文中に用いた「柱的変形」とは、Fig. A. 4に示すように圧縮力および一軸曲げせん断を受ける柱の降伏後において、その基本つり合い経路上で発生する直接変形形式を意味している。ここでは、開口部上部の圧縮フランジが、梁全体としての曲げモーメントから生ずる圧縮力、開口部近傍のフィレンディールトラス効果により局所的に発生する曲げモーメントおよびせん断力を受ける結果、降伏後上記の柱と同様の変形状態を示すという意味で用いている。

Contour pitch = 0.138 cm

(a) Model D-Local

Contour pitch = 0.017 cm

(b) Model D-Global

Fig. A.3 Deformation condition for Model D at final step with numerically

Fig. A.4 Definition of "Column like deformation"

(1995年3月10日原稿受理、1995年8月2日採用決定)