円形開口を有するH型鋼梁の塑性変形性能について

その1 基本的性状の把握

ON INELASTIC BEHAVIOR OF H-SHAPED BEAM WITH CIRCULAR HOLE

Part 1 Primary structural properties

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, Katuji KIMURA, Shojiro MOTOYUI
and Toshiyuki SUEOKA

This paper describes the plastic behavior of the H-shaped beam with a circular hole. The plastic behavior of such a beam that has a circular hole at the end of the beam has not been research enough though the recent many papers have been clarified the strength of the beam. In this paper, the above problem is studied experimentally and numerically. As a parameter we consider the distance between the center of hole and the end of beam where plastic hinge will be made under earthquake forces. The both studies clarify the primary properties of the beam qualitatively.

Keywords : web opening, plastic behavior, local buckling, nonlinear analysis

有孔梁, 塑性変形性能, 局部座屈, 非線形解析

1. 序

鋼材量の低減を目的とした階高の減少, さらに近年のインテリジェントビルに代表される設備機能の複雑化, また設計対象である建築物が将来的にも建築計画上および建築設備上十分に機能するような配慮の要求により, 構造設計業務に携わる場合構造設計上非常に重要な部位にも開口を設けざるを得ない状況が多くみられるようになってきた。

一方で従来から有孔梁に関する研究は多くの実験的, 解析的論文が発表されている。そのなかでも特に福知らによる研究^{1)~3)}は, 日本国内において最もよくみられる円形開口を有するH型鋼に関するものであり構造設計業務を行ううえで貴重な資料となっている。一般にH型鋼梁の場合, 鋼構造塑性設計指針⁶⁾にも明記されているようにシアスパン比がある値以下には曲げ耐力とせん断耐力とは独立に算定してよく, また多くの鉄骨梁においてはこの値以下のシアスパン比となっているために設計せん断力によって断面が決定されることはほとんどなく, ウェブの板厚は設計上はもっぱら幅厚比規定によつての

み設定されている場合が多い。それに対して, 有孔梁の場合には福知らの論文を含む多くの論文によれば,

開口部分近傍に発生するフィーレンディールトラス的機構による応力の影響により曲げ耐力, せん断耐力を独立に算定することはできないこと

せん断力を負担するウェブに開口を設けるためにせん断耐力は当然ながら減少することになるがその場合の耐力評価は上記のフィーレンディールトラス的機構による応力状態を想定することにより可能となること

曲げ耐力評価式もまた同様な考察にて誘導可能であること

が指摘されている。このことは開口部分近傍のウェブの設計が重要であることを示すのみならず設計せん断力により断面全体が規定される場合もあることを示唆しており, 前述したようにせん断力を“2次的な”応力として考えている一般のH型鋼梁とは本質的に異なる構造特性を有していることを意味している。そのような構造特性をもつ有孔梁に関する多くの論文がその有孔断面が有する耐力評価に着目したものであり塑性化後の変形性状に

* 東京工業大学工学部建築学科 教授・博士 (工学)

** 東京工業大学工学部建築学科 助教授・博士 (工学)

*** 東急建設構造設計部 部長

**** 東急建設構造設計部・博士 (工学)

***** 東急建設構造設計部

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

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

Dept. of structural design Tokyu Construction

Dept. of structural design Tokyu Construction, Dr. Eng.

Dept. of structural design Tokyu Construction

ついて十分に論じられているとは言えず、現在行われている耐震設計手法で求められている塑性化後の変形性能に関してはほとんど解明されていない。しかしその反面、冒頭で述べた理由により例えば梁端部等の塑性ヒンジを形成するような部分およびその近傍部分にかなりの大きさの開口を設ける要求が生じており、そのような開口を有する梁の塑性変形状の確認および把握が急務とされている。

そこで本論文では、地震外力が卓越するような逆対称曲げモーメントを受ける有孔梁の塑性変形状に着眼し、その開口が及ぼす影響について実験ならびに幾何学的・材料的両非線形性を考慮した数値解析をもとに有孔梁の塑性変形能力に関する基本的な性状を把握することを目的としている。

2. 実験概要

2.1 実験装置

逆対称曲げモーメントの応力状態下の塑性変形状に着目するため単純梁の集中加力形式の載荷形式としているが、試験体は載荷点から一方の支持点までとし反対側は試験体が最大耐力に至る場合にも弾性であるような載荷治具としている。

載荷装置の詳細を Fig. 1 に示す。載荷点はピン支持、反力点はローラ支承としており、いずれも横方向の変位を拘束している。また本論文では円形開口による応力の乱れがフランジ、ウェブの局部座屈に及ぼす影響について論じるために試験体間中央に横座屈補剛を設けている。

加力は基本的性状の把握という意味でここでは単調加力のみとしている。測定は、ストレングス (S.G.) によるひずみ測定と、変位交換器 (D.G.) による変形測定を実施している。ストレングスによるひずみ測定は主として開口部近傍のフランジ部分のひずみの乱れを観察することを目的とし無開口のもの以外は開口部近傍のみとしている^{注)}。代表的な供試体の測定位置を Fig. 2

Fig. 1 Apparatus

Fig. 2 Test specimens

に示す。

なお、試験体と載荷治具は高力ボルトにより剛接合としているが、左右非対称な変形となるために接合位置にてたわみ角を計測し試験体の変形については片持ち梁としての部材角を算定することにより評価する (Fig. 2 参照)。

2.2 試験体

試験体の型式・寸法は Table 1 および Fig. 3 に示すとおりであるが、ここでは最も影響を及ぼすであろうと考えられる開口位置のみをパラメータとし、 $L_1 = 200$ mm (A タイプ)、400 mm (B タイプ)、600 mm (C タイプ) の 3 タイプを設定している。開口半径については本論文では各タイプともに $R = 80$ mm の一定値としている。また無開口のものを O タイプとし比較検討のために示す。なお、試験体として使用した H 型鋼は市販されている SS 41 (SS 400) の $H - 400 \times 147 \times 6 \times 12$ である。試験体鋼材の機械的性質を Table 2 に掲げる。

Table 1 Properties of test specimens

Specimens	Section: D×B×t _w ×t _f (mm)	L (mm)	L ₁ (mm)	R (mm)	M _p (t·cm)	θ _p (×10 ⁻³)
A type	H-400×147×6×12	2,000	200	80	3203	6.38
B type	H-400×147×6×12	2,000	400	80	3203	6.38
C type	H-400×147×6×12	2,000	600	80	3203	6.38
O type	H-400×147×6×12	2,000	—	—	3203	6.38

Table 2 Mechanical properties of steel (SS 41)

Thickness (mm)	σ _y (t/cm ²)	σ _u (t/cm ²)	E (t/cm ²)	E _{st} (t/cm ²)	e _{st} (%)	Elong (%)
12	3.51	4.49	2173.9	28.5	2.1	27.5
6	3.78	4.78	2144.4	19.8	1.8	21.0

注) 後述するように本実験で対象としている試験体は曲げ崩壊型と予想されるものであり、その挙動はフランジの塑性化領域の進展が重要な要素となると考えられることから、ウェブ部分のひずみ測定はここでは行っていない。

Fig. 3 Symbol

文献1)によれば,このような開口を有する試験体の開口部での $M-Q$ 関係図は Fig. 4 のように求められる。図中の実線は各タイプの開口中心位置でのシアスパン比から求めたものである。これからわかるように各タイプともに端部は当然ながら開口部についても曲げ崩壊型のシアスパン比となっている。また○印が耐力曲線と各実線との交点として求められる開口を有する断面の全塑性モーメントを,△印は梁端部で全塑性モーメントに達した場合の開口位置での曲げモーメント値をそれぞれ示している。これよりAタイプは開口部降伏先行型, Bタイプは梁端部・開口部同時降伏型, Cタイプは梁端部塑性降伏型となっていることがわかる。

2.3 実験結果

Fig. 5 に $M-\theta$ 曲線を示す。縦軸は固定端部の曲げモーメント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, 横軸は部材角を全塑性モーメント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表している。図中▼で示したものは最大耐力点を, ▽で示したものはストレングスによって計測した局部座屈発生点を表している。本実験ではいずれの試験体の結果もまず端部近傍の片フランジに座屈波形が生じた(以後, 第1局部座屈と呼ぶ)のち他方のフランジに座屈波形が生じており(以後, 第2局部座屈と呼ぶ), 最大耐力は両フランジの局部座屈が生じた後生じている。なお, Bタイプでは1箇所, Cタイプでは両方ともに局部座屈発生位置がストレングスによる計測を行っていない点であったために図中には表記していない。また Fig. 6 は固定端部の曲げモーメントとストレングスによって計測した開口部近傍のひずみの関係を示している。

各結果の特徴について説明する。まずCタイプは先に述べたようにモーメント勾配により開口部では耐力が決定されず端部の無開口部分の塑性化が進展するタイプであるが, 本実験でも Fig. 5, Fig. 6c からわかるように端部の塑性化ならびに局部座屈が生じておりその結果はほぼOタイプと同様の変形状状となっている。また最も端部に近いところに開口を有しているAタイプは開口部の塑性化が先行しているために降伏モーメントは無開口のものに比べ低下している (Fig. 5, Fig. 6a)。しかしながらその変形状状は最大耐力時前後まではほぼ無開口のOタイプと変形能力, 耐力上昇率ともに同等の塑性変形性能を示している。ただし, 最終的にはかなり急激な耐力低下を示しており他の3タイプとは全く異なる挙動となっている。さらに局部座屈発生時期をみるとAタイプ以外は第1局部座屈発生時期と第2局部座屈発生時期が比較的近接しているが, Aタイプのそれは第1局部座屈発生後かなり変形した段階で第2局部座屈が生じている。これはAタイプの場合第1局部座屈の波形が占める領域の塑性化は開口部近傍に発生するフィーレンディー

Fig. 4 $M-\theta$ interaction

Fig. 5 $M-\theta$ curve

Fig. 6a $M-\epsilon$ curve

Fig. 6b $M-\epsilon$ curve

Fig. 6c $M-\epsilon$ curve

Fig. 6d $M-\epsilon$ curve

ルトラス的機構により促進されるために無開口のものよりも局部座屈が早期に生じるが、第2局部座屈の波形が生じる領域の塑性化はそのフィーレンディールトラス的機構により逆に抑制されるために最大耐力時前後までは無開口タイプとほぼ同等の塑性変形状状となっているものと考えられる。最後にBタイプは端部、開口部同時降伏型と予想されるものであるが、本実験の場合には降伏モーメント時に Fig. 6b に示す開口部分のひずみが降伏ひずみに達していないことから端部での塑性化が実際には先行しているものと考えられる。しかしながらOタイプと比較すると降伏モーメント、最大耐力および最大耐力時のひずみ分布において差異がみられる。このように同じ端部位置での塑性化が先行したOタイプ、Bタイプで異なる変形状状を示す理由は次のように考えられる。すなわち、Bタイプの場合初期の塑性化こそ端部位置で先行するが、その領域がひずみ硬化に達しさらに耐力が上昇していくなかで開口部の塑性化もまた急激に進行する。その結果端部に局部座屈が発生した後開口部位置にも局部座屈が発生し最終的にはその開口部に生じた局部座屈が最大耐力を決定している要因となっているためと思われる。つまり、開口部位置の変化によって塑性化の進展過程が全く異なり、そのことが局部座屈の発生パターンを変化させ結局それぞれ異なった塑性変形状状を示すようになるものと思われる。しかしながら、本実験では各タイプ一体のみの結果しかないので、材料のばらつきなどから生じる実験自体のばらつきか物理的に正しい挙動の差であるのかは判断がつかない。そこで次にA、Bの両タイプに着目し数値解析を通してこのような挙動の差および開口の塑性変形状性能に及ぼす影響について更に詳細に検討する。

3. 数値解析

3.1 解析モデル

本論文で取り扱う解析モデルは Fig. 7 に示すように実験で用いた試験体同様、断面寸法は $H-400 \times 147 \times 6 \times 12$ とし、材長 $l=2000$ mm としている。開口位置を示すタイプとしては、Cタイプが開口部の影響が小さくOタイプと同様の挙動となっているために省略し、A、Bの2タイプのみを対象としている。支持条件は逆対称曲げモーメント状態を再現するために片持ち梁形式としている。具体的には固定端上の節点については6自由度すべてを拘束し、自由端については横座屈挙動を防止するためにH型断面の弱軸方向の変位(U)のみを拘束している。加力方式としては自由端集中荷重を想定し自由端の z 方向の変位制御(W)により鉛直荷重を作用させている。またそのために局部的に過度の応力が発生しないように自由端部には剛な梁要素を配置している。また用いた解析手法について概略を述べると、有限要素タイ

プとしてはH型鋼母材について4節点シェル要素⁷⁾を、自由端部に配した梁要素については2節点梁要素としている。シェル要素については材料的、幾何学的両非線形性を考慮したものである。材料非線形性については von Mises の降伏条件および Prandtl-Reuss 塑性流れ理論に基づき、さらにひずみ硬化則としては等方硬化則を採用している。また幾何学的非線形性については Total-Lagrange 定式化に基づいている。各タイプにおける要素分割は Fig. 8 に示すとおりである。本要素を用いる場合の積分方法としてはシェル面内に対して 2×2 のガウス積分、板厚方向に対しては7点による台形積分としている。

材料特性としては材料試験により得られた値を用いて行うが、本実験で用いた鋼材の場合やはり通常の SS 41 (SS 400) 材に見られる材料的ばらつきが大きいため Table 2 に示したような材料試験結果の平均値ではなく材料試験で得られた測定値のうち最もよく実験結果を表現する測定結果を採用している (Table 3)。応力-ひ

Fig. 7 Analytical model

Fig. 8 a Element division

Fig. 8 b Element division

Table 3 Material properties

	E (t/cm ²)	Est (t/cm ²)	est (%)	σ_y (t/cm ²)
Flange	2100.0	30.5	1.89	3.42
Web	2100.0	17.8	1.82	3.86

ずみ関係としては Tri-linear 形を採用している。なお、残留応力もまた塑性変形に影響を及ぼすことが考えられるが、ここでは開口部近傍に生ずる応力の乱れの塑性変形状態への影響を検討するのが目的であるために考慮していない。

3.2 解析結果

Fig. 9-10 に各タイプの $M-\theta$ 曲線を示す。図中実線で示したものは実験により得られた結果であり、○印で示したものが数値解析によって得られた結果である。縦軸・横軸は前述と同様である。Fig. 11, 12 は弾性時および Fig. 9-10 中に示した各塑性変形段階でのフランジ中央位置でのひずみ分布状態を示したものである。両図ともに縦軸がひずみ (ϵ) を、横軸が固定端部からの距離 (y) をそれぞれ示している。ただし、弾性時の結果を示

す Fig. 11 の縦軸については梁理論によって得られる固定端部の上記に相当するひずみ値 (ϵ_E) によって無次元化している。なお Fig. 11 中には Bernoulli の梁理論によって求められるひずみを一点鎖線で、Fig. 12 中には比較検討のために実験結果を併せて示してある。また、Photo 1, 2 に実験および解析結果の最終変形状態を示す。

最初に $M-\theta$ 曲線、ひずみ分布および最終変形状態の結果と実験結果を比較する。まず $M-\theta$ 曲線において降伏モーメントに達するまで (特に B タイプ) および最終段階での劣化勾配 (特に A タイプ) に差がみられる。これらの理由として前者については解析において残留応力の評価を行っていないためであり、後者についてはこの段階では最大ひずみが Fig. 12 から分かるようになり

Fig. 9 $M-\theta$ curve

Fig. 10 $M-\theta$ curve

Fig. 11 a Strain distribution A elastic

Fig. 11 b Strain distribution elastic

Fig. 12 a Strain distribution A plastic

Fig. 12 b Strain distribution plastic

Fig. 13 a Plastic zone

Fig. 13 b Plastic zone

Photo 1 deformation

Photo 2 deformation

の値に達しておりもはや解析で用いている応力-ひずみ関係では表現し得ないひずみ領域に達しているためと考えられる。しかしながら、全体的にはかなりよく両者は対応しており本解析で用いた材料特性および要素分割が妥当であることを示すとともに実験によって得られた結果はそれぞれの特徴を表現していることを示している。

4. 考 察

次に先の実験結果をより明らかにするために各解析結果の考察を行う。まず弾性時のひずみ分布状態に着目すると、Fig. 11 に示すように梁理論によるひずみ分布状態を基準とすることでフィーレンディールトラス的機構により発生するひずみの乱れが評価できる。すなわち、そのひずみの乱れのために開口部中心位置より固定端よりの位置でのひずみが増加し、自由端よりの位置でのひ

ずみが小さくなっている様子がそれぞれ若干ではあるが見られる。そのような傾向は一旦塑性化した後さらに強く現れるようになる (Fig. 12)。ここで重要な点は固定端よりのひずみ (応力) の増加は既に多くの論文にて報告されているように耐力を規定する効果があるが、そのひずみの増加同様に自由端よりのひずみの減少もまた梁の塑性変形性能に極めて重要な効果をもたらすということである。そのことは Fig. 13 に示す各変位段階でのウェブにおける塑性領域分布状態からも明らかである。すなわち先の Fig. 11, 12 および本図の結果はフィーレンディールトラス的機構による応力の乱れが A タイプでは塑性域の進展を限定する効果を、B タイプでは塑性域の進展を促進する効果をそれぞれ果たしているという実験結果を裏付けている。その結果 A タイプでは抑制された塑性領域で座屈が生じるために座屈波形の波長が小さ

くなり比較的安定した緩やかな座屈後挙動を示す。その後かなり変形が進行していく中で初期には抑制されていた塑性域が徐々に成長し、フランジが座屈し得る段階に達した後第2座屈波形が発生、最大耐力となる。その結果最大耐力前後まではOタイプ同様の变形能力を有するのである。一方、Bタイプでは最終変形およびひずみ分布からわかるように端部に第1座屈波形が生じた後、無開口梁であれば第2座屈波形が生じる領域よりもむしろ塑性化が十分進展した開口部近傍の領域に第2座屈波形が生じておりその結果かなり大きな領域が塑性状態となっている。このような挙動は耐力上昇率に大きな影響を与え、特に残留応力を考慮していない解析の場合、耐力が上昇しないままに第2局部座屈が発生するという等モーメントが作用する場合の挙動に類似した結果となっている。また劣化勾配について実験、数値解析共にAタイプ、Bタイプでかなり異なった結果となっている。このような挙動の差はAタイプの場合 Photo 1 に示すように第2局部座屈波形が開口上部で生じており、開口によって分割されたウェブがもはやフランジの局部座屈を拘束する性能を有さないばかりではなく、ウェブ自身が圧縮座屈挙動を示すためと考えられる^{4),5)}。

5. 結 論

本論文では円形開口を有するH型鋼の塑性変形性能について特にその開口部位置に着目し、実験ならびに数値解析により開口部位置が及ぼす影響について検討し、まずその挙動が非線形性を考慮した有限要素法にて追跡可能であることを確認した後その弾塑性座屈挙動の基本的性状について明らかにした。

開口部での塑性化時期と端部での塑性化時期がほぼ同時となる場合は一度に塑性化し始める領域が大きいため無開口のものよりも降伏モーメントおよび最大耐力共に若干低下する。ただし塑性変形能力は最終的に塑性化する領域が大きいために向上する。一方開口部位置が塑性ヒンジを形成するであろう端部に非常に近接している

場合には、局部的な早期塑性化の進展のために局部座屈発生がかなり早期に起こるがその後のフランジの挙動は非常に安定しており梁全体の塑性変形能力も塑性化領域が小さいにもかかわらずほぼ無開口のものと同等の性能を有している。ただし最終的な劣化勾配はウェブの圧縮座屈のために無開口のものよりも大きくなっている。

すなわち、開口を有する梁の塑性変形性能は耐力同様フィーレンディールトラス的機構によるひずみの影響およびそれに伴うウェブの圧縮座屈挙動によって決定されることが明らかとなった。

しかしながら今回の実験結果のみで塑性変形性能を一般的に評価することは難しく材料特性、開口半径、横補剛間隔およびフランジ・ウェブ幅厚比の影響についてさらに検討する必要があるものと思われる。これらについては今後別報にて議論する予定である。

参考文献

- 1) 福知保長, 土井康生, 細川裕司: 円形孔を有する梁の耐力と設計法 1. 無補強の場合の耐力, 日本建築学会論文報告集, 第296号, pp.27~36, 1980年10月
- 2) 福知保長, 土井康生, 釜江克宏: 円形孔を有する梁の耐力と設計法 2. スリーブ管補強付の場合の耐力, 日本建築学会論文報告集, 第301号, pp.43~51, 1981年3月
- 3) 土井康生, 福知保長: 円形孔を有する梁の耐力と設計法 3. 実用耐力算定式の提案, 日本建築学会構造系論文報告集, 第357号, pp.44~51, 1985年11月
- 4) 鈴木敏郎, 小野徹郎, 金箱温春: セン断曲げを受ける鉄骨H型断面梁の局部座屈挙動と塑性変形能力, 日本建築学会論文報告集, 第260号, pp.91~98, 1977年10月
- 5) 鈴木敏郎, 小河利行, 五十嵐規矩夫: 異種鋼材を用いたはり部材の連成座屈性状に関する研究, 日本建築学会構造系論文報告集, 第431号, pp.25~32, 1992年1月
- 6) 日本建築学会: 鋼構造塑性設計指針 1975年
- 7) E. N. Dvorkin and K. J. Bathe: A continuum mechanics based four-node shell element for general nonlinear analysis, Eng. Comput. Vol.1 March 1984.

(1992年2月10日原稿受理, 1992年8月4日採用決定)