

アイソグリッド格子母屋により 上フランジ補剛されたH形断面 梁の塑性変形性能評価

DUCTILITY EVALUATION OF I-SECTION BEAMS WITH ISOGRID PURLIN

周磨幸一 *1 寺澤友貴 *2
岩永将信 *3 前原 智 *4
竹内 徹 *5

Koichi SUMA *1 Yuki TERAZAWA *2
Masanobu IWANAGA *3 Satoshi MAEHARA *4
Toru TAKEUCHI *5

キーワード：
格子母屋, 接合部実験, 横補剛, 塑性変形性能

Keywords:
Grid purlin, Connection test, Lateral restraint, Ductility

Grid-purlin system composed of RHS members are known to be effective to prevent buckling of the welded beams. In this paper, the joint strength of triangulation isogrid purlin is verified by the 2/3 scale experiment and the I-section beam restrained with isogrid purlin are studied. The ductility of the beams is analyzed using detailed FEM analyses. Their results are compared with the LSD's standard.

1. 序

角形鋼管を格子状に配置して屋根梁上フランジに溶接し, 高い面内剛性および耐力で屋根面を一体化する格子母屋工法は屋根梁に対する横座屈補剛効果を有する¹⁾。近年では折板屋根を用いた屋根材仕上げが一般化しており, 屋根勾配直交方向にタイトフレーム設置用材を配置した三角形格子状の母屋割付を有するアイソグリッド格子母屋(写真1, 図1)の需要が増加している。しかし, 格子母屋と屋根梁を接合する隅肉溶接は非破壊検査を行えない, 応力集中を生じやすい等の理由から一般に信頼性が低く同格子母屋接合部の健全性には懸念が残る。また, 既往の研究²⁾において一般格子母屋で上フランジ補剛された屋根梁は全塑性モーメントを超えることが実大繰返し実験および有限要素法³⁾(FEM)解析により示されているが, これらは斜格子状の母屋割付を有する一般格子母屋に対する検討であり, アイソグリッド格子母屋により同様の耐力や塑性曲げ変形性能を示すかは不明である。そこで本報では, まずアイソグリッド格子母屋の接合部耐力を実験により検証し, 次に同格子母屋で上フランジ補剛された屋根梁の片曲げ塑性変形性能評価をFEM解析により行う。

2. アイソグリッド格子母屋接合部耐力試験および解析的検証

2.1 接合部試験体

写真1にアイソグリッド格子母屋を使用した内部空間の例を, 図1に接合部詳細を, 図2にアイソグリッド格子母屋の基本構成と各部最大寸法をそれぞれ示す。図2に示すように, アイソグリッド格子母屋は三角形格子状の母屋割付であり, 梁長15.6m以内かつ梁間隔6.5m以内の屋根梁に対して約2.2m以内の間隔でH型断面梁の上フランジに溶接されることを想定する。写真2に示すような梁フランジ上で母屋材が6本交差する接合部を抽出して実験する。

図3(a)(b)(c)に各荷重方向の試験体を, 写真2にX方向試験体写真



写真1 アイソグリッド格子母屋

図1 接合部詳細

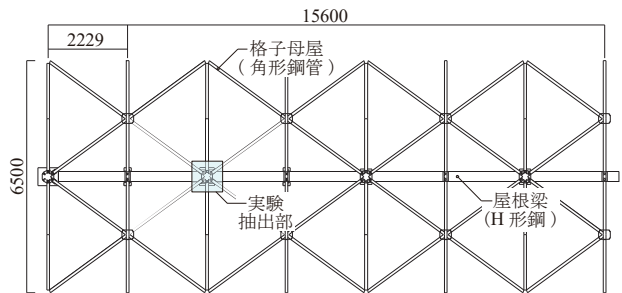


図2 アイソグリッド格子母屋の最大寸法と実験抽出部

をそれぞれ示す。荷重方向はX方向を梁芯方向, Y方向を母屋構面内かつ屋根勾配直交方向, Z方向を母屋構面外方向(フランジ面との剥離方向)とする。試験体はばらつきを見るため各方向2体ずつ用意する。実設計の2/3スケールでの縮小試験体として設計し, 母屋断面は \square -100 \times 100 \times 3.2, 梁断面はH-400 \times 200 \times 8 \times 13とする。各母屋端部はH-150 \times 150 \times 7 \times 10で構成された口型治具によって拘束される。図3(d)に示すように, 格子母屋と梁はフランジ拡幅板および補剛用FBを介して, 母屋同士は母屋上面に溶接された接合プレートを介してそれぞれ隅肉溶接により接続する。隅肉溶接サイズは脚長4mmとし, 前面隅肉による割増を考慮して許容応力度内で設計する。実験は変位制御の静的鉛直荷重により行う。荷重方法については, X方向試験体は球座により梁断面を1点荷重, Y試験体は面内回転自由度を有する門型治具により梁側方を2点荷重, Z試験体は同様の門型治

*1 元 東京工業大学建築学系 大学院生・修士(工学)
(〒152-8550 東京都目黒区大岡山2-12-1 東京工業大学)

*2 東京工業大学建築学系 助教・博士(工学)

*3 九州第一工業(株)

*4 フロンティア設計(株)

*5 東京工業大学建築学系 教授・博士(工学)

*1 Former Grad. Student, Dept. of Arch. and Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, M.Eng.

*2 Assist. Prof., Dept. of Arch. & Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

*3 Kyushu Daiichi Kogyo Co., Ltd.

*4 Frontier Sekkei Co., Ltd.

*5 Prof., Dept. of Arch. & Build. Eng., Tokyo Institute of Technology, Dr.Eng.

具により口型拘束治具を2点載荷する。XおよびY試験体は下部を固定、Z試験体はピン支承に設置する。計測は、バネ式変位計を用いて載荷点の変位を、ラム制御装置を用いて載荷荷重を、母屋および接合FBに貼付した3軸塑性ひずみゲージを用いて最大主ひずみおよび最大主ひずみ方向を計測する。ただし、X方向試験体とY方向試験体は、実験の安全上の都合で載荷時に偏心が無いように上下フランジにアイソグリッド格子母屋を取り付けており、本実験では設計値に対する接合部耐力および変形性能についてのみ確認する。

2.2 試験体に対応したFEM解析モデル

前節の接合部耐力実験と並行してFEMによる解析的検証を行う。図3に解析モデルを示す。数値解析は汎用有限要素法解析プログラムAbaqus²⁾にて行った。本解析では周辺治具部を含む試験体全体をモデル化する。境界条件に関しては、境界治具の支持点を参照点として剛体拘束し、実験を再現できるような境界条件とする。図3(d)(e)に示すように、要素は梁、拡幅板、補剛用FB、球座、2点載荷治具およびピン治具は6面体の2次ソリッド要素、溶接ビードは5面体の2次ソリッド要素、口型拘束治具および台座型固定治具は4辺形のシェル要素とする。母屋およびに接合プレートに関しては4辺形のシェル要素で構築したモデルと、6面体の2次ソリッド要素の2ケースでそれぞれモデル化する。材料特性は、試験体部分(図3(a)(b)(c)の灰色部)を弾塑性要素とし、一方で治具部分(同図の白色部)を弾性要素とした。また、本解析モデルでは溶接による応力伝達を表現し、メッシュを整然な形状とするため作成した各鋼板および溶接ビードは結合拘束を介して構築する。接触部はペナルティ法によって設定し、接触方向挙動を剛性倍率1倍とし、接触接線方向挙動は球座、ピン治具および2点載荷治具の触れる部分は試行錯誤により摩擦係数0.52を設定し、それ以外の試験体部分は摩擦なしとする。

2.3 材料の設定

図4に溶接部引張試験片を、表1に使用鋼材規格を、表2にビッカース硬さ試験結果を、図5に再現解析モデルで使用する非線形材料特性を、表3に材料特性のパラメータ一覧を、図6に引張試験結果およびその再現解析結果(荷重-標点間変位関係)をそれぞれ示す。接

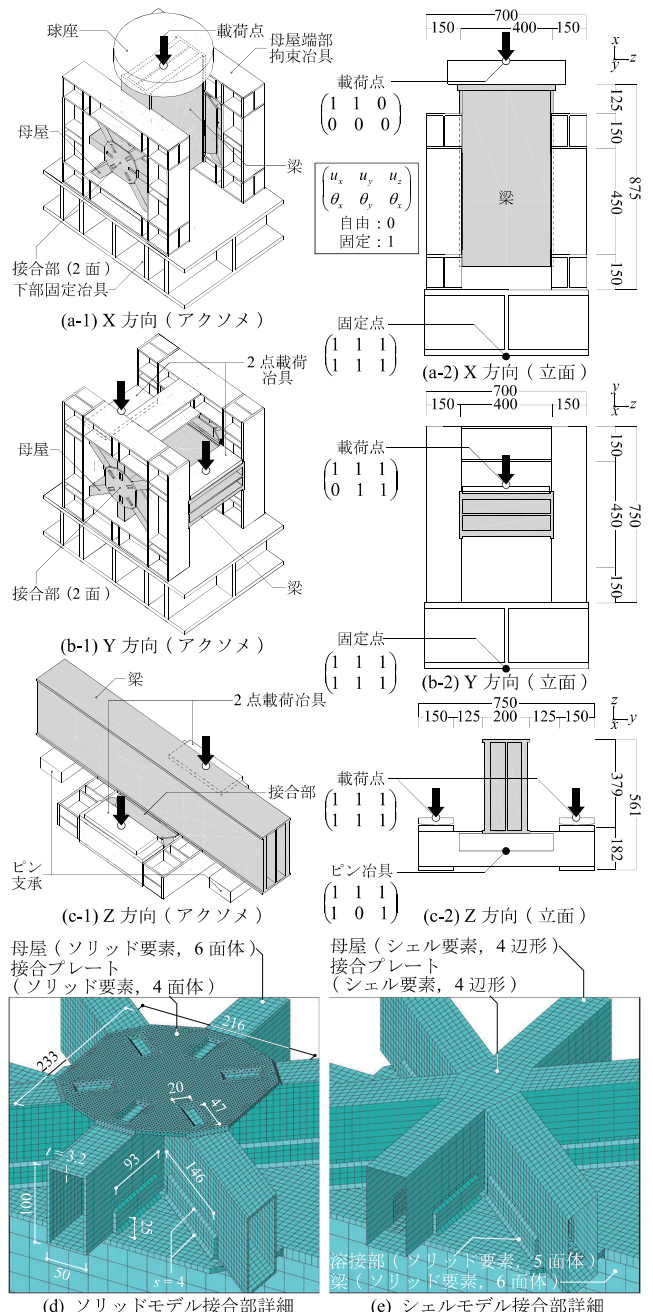


図3 接合部実験試験体と再現解析モデル

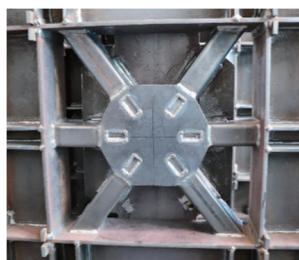


表1 鋼材の機械的性質

部材名	鋼材規格	引張強さ (N/mm ²)	降伏点 (N/mm ²)
梁	SS400	400	235
母屋	YM28	550	450
溶接引張試験片掴み部	SA440	590	440

表2 ビッカース硬さ試験結果

ビッカース硬さ	引張強さ	降伏点
H _v	(N/mm ²)	(N/mm ²)
373.1	1218.9	853.3 ~ 975.2

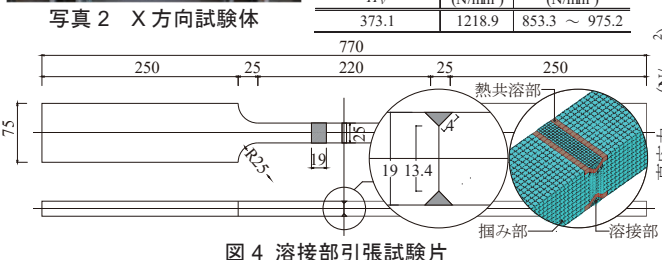


図4 溶接部引張試験片

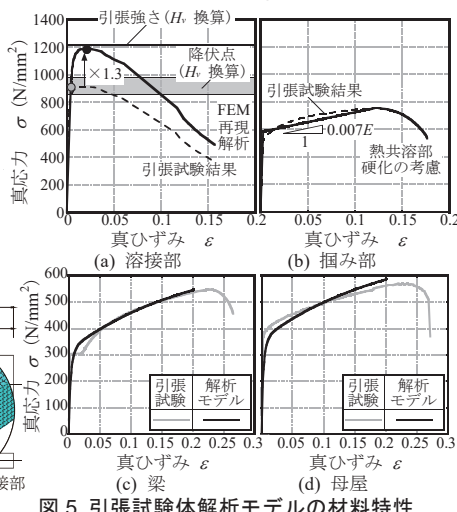


図5 引張試験体解析モデルの材料特性

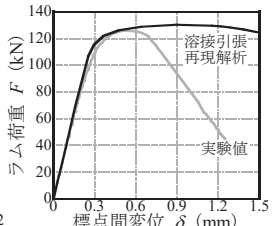


図6 引張試験再現結果

表3 材料パラメータ

	梁	母屋
σ_0 (N/mm ²)	170	210
γ_1	250	
γ_2	7	
γ_3	1	
C_1 (N/mm ²)	37500	
C_2 (N/mm ²)	1120	
C_3 (N/mm ²)	307.5	
Q (N/mm ²)	80	
b	5	

合部試験の FEM 解析を実施するにあたって、本検討では、まずビッカース硬さ試験から溶接材料の引張最大荷重を決定し、次に図 4 と図 6 に示す溶接引張試験の荷重変形関係を再現するように FEM 解析から溶接金属の材料特性を同定した。図 4 に示すように、溶接引張試験片は SA440 の JIS 1B 号試験片の中央を切断し、開先を設けて溶接した試験片 3 体を用いる。溶接引張試験では、溶接部中央付近での破断が確認された。ビッカース硬さ試験においては、ビッカース硬さ H_V から以下の式(1)を用いて引張強さ σ_u を、式(2)を用いて降伏荷重 σ_y をそれぞれ算出する。 γ ($=0.7\sim 0.8$, 1 層 1 パス)は降伏比である。

$$\sigma_u = 3.12H_V + 16 \quad (1) \quad \sigma_y = \gamma\sigma_u \quad (2)$$

図 5(a)に示すように、溶接引張試験片の応力歪関係は表 2 に示すビッカース硬さ試験による換算結果に合うように 1.3 倍することで、図 6 に示すように、溶接試験の FEM 再現解析結果は引張試験の剛性低下するタイミングを捉える。再現解析において耐力低下を生じない理由は、FEM 解析において溶接破断面き裂発生による断面低下をモデル化できていないためである。溶接引張試験の再現解析においては、溶接部に隣接する掴み部要素に図 5(b)に示す熱共溶部硬化の影響を考慮した材料特性を与える。以上より図 5(c)(d)に示すように、構成部材の非線形材料特性は Chaboche によるモデル化³⁾を参考に以下の式(3)により連続関数に近似したものを用いる。ここに、 σ_0 は降伏点、 C および γ は移動硬化則における骨格曲線の係数、 Q および b は等方硬化則の係数であり、それぞれ表 3 に示す通りである。また、溶接部の材料特性は図 5(a)で同定した通りとする。

$$\alpha = \sigma_0 + \sum_{i=1}^3 \frac{C_i}{\gamma_i} (1 - e^{-\gamma_i \epsilon}) + Q(1 - e^{-b\epsilon}) \quad (3)$$

2.4 接合部実験結果および解析結果

図 7 に接合部耐力実験および FEM 再現解析による荷重—変位関係を、図 8 に母屋局部座屈および溶接破断の箇所を、図 9 に母屋の局部座屈性状を、図 10 に母屋最大主ひずみ値を、図 11 に溶接破断をそれぞれ示す。図 7 に示すように、実験における破壊性状は直交 3 方向で共通し、まず母屋が局部座屈(白抜き黒丸)を生じ、次に最大耐力を示すと同時に接合部隅肉溶接が破断(白抜き赤丸)、最後に母屋端部と口型拘束治具が離間(灰色抜き赤丸)して実験終了した。いずれも母材である母屋の局部座屈が接合部溶接破断に先行し、ある程度の変形性能を示した。さらに、実験における溶接耐力は前面隅肉の割増を考慮した設計値を超えた。なお、実験における溶接破断時期は Y および Z 方向荷重については撮影した動画で確認し、X 方向荷重については初めて大きな金属音を観測した時としている。X 試験体 2 体目では母屋端部と口型拘束治具の離間を早期に生じたため溶接部の破断を確認できなかった。また、接合部に作用する荷重は両面で差がないとし、載荷荷重を接合部の数で除して算出している。図 8 に示すように、X と Y 方向では圧縮を受ける母屋が局部座屈を生じ、Z 方向では大きなせん断を受ける水平母屋が局部座屈を生じる。その後、X 方向では斜め母屋材が取り付く溶接が、Y と Z 方向では水平母屋材が取り付く溶接がそれぞれ破断する。図 9 に示すように、母屋局部座屈については実験と FEM 解析において同様の座屈性状が観察された。さらに、図 10 に示すように母屋溶接付近に貼付した 3 軸ゲ

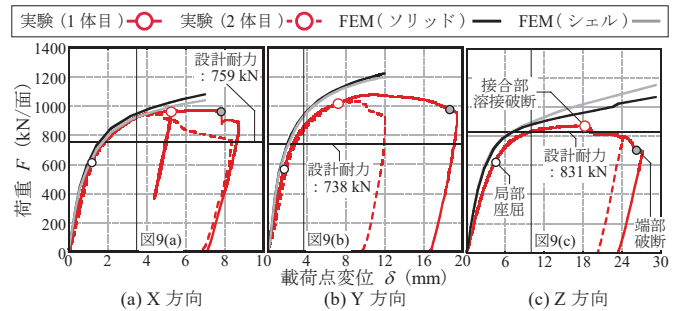


図 7 接合部実験および FEM 解析の荷重—変位関係

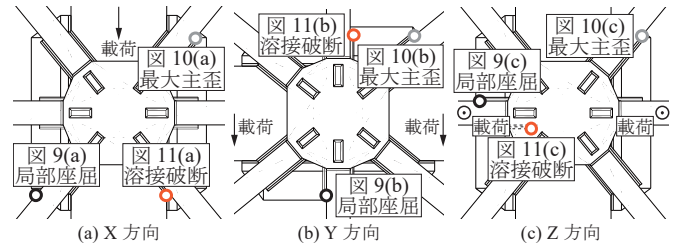


図 8 接合部実験における母屋局部座屈および溶接破断の箇所

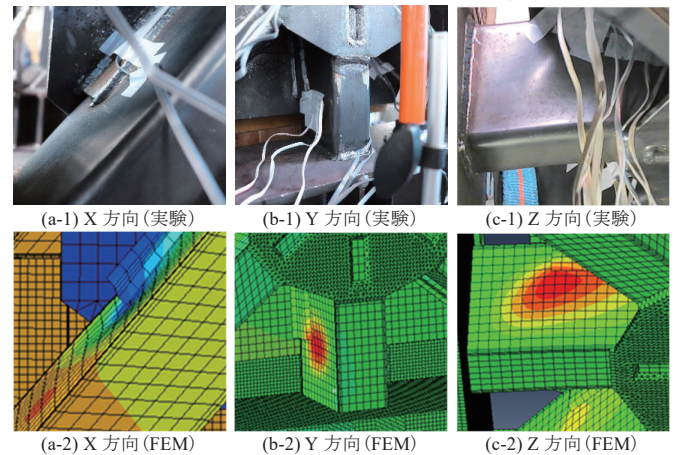


図 9 接合部実験および FEM 解析の母屋局部座屈性状

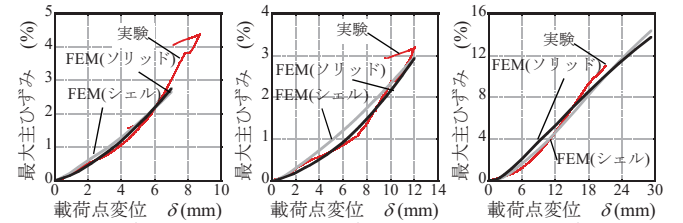


図 10 接合部実験および FEM 解析の母屋最大主ひずみ値

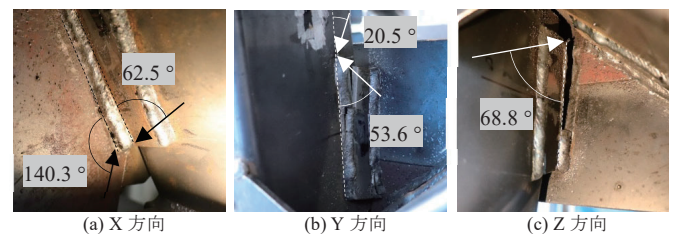


図 11 接合部実験における溶接破断

ジによる最大主ひずみ値は FEM 解析モデルとよく対応しており解析モデルは妥当であると考えられる。図 7, 9, 10 に示すように、FEM 解析においてソリッドモデルとシェルモデルで大きな差が見られないことから、次章以降は解析安定性の高いシェルモデルを用いる。図 11 に示すように、実験における溶接破断部周辺の最大主応力方向は、溶接部に対して一定の角度を有しており前面隅肉の応力伝達を示し

ている。

3. アイソグリッド格子母屋で上フランジ補剛された H 形断面梁の塑性変形性能評価

3.1 屋根梁解析モデル

図 12 にアイソグリッド格子母屋で上フランジ補剛された梁の解析モデルを、表 4 に屋根梁解析モデル一覧を、図 13 と表 5 に母屋一梁の断面組合せに対応した接合部仕様を、図 14 に梁に導入した形状初期不整を、図 15 に梁に導入した残留応力を、図 16 と表 6 に屋根梁解析モデルの非線形材料特性をそれぞれ示す。図 12 に示すように、本解析モデルは水平力を受ける山型ラーメン構造の軒先から棟までの屋根梁 1 本を対象にモデル化する。梁長、梁間隔および母屋間隔については想定のうち最大のものとする。母屋割付は、梁の横座屈変形が最大となると想定される X2 通り周辺で横補剛について不利な条件となるように、加力点上で斜め母屋が集合する割付とする。解析は静的変位増分法で行う。加力点は同図(d)に示すように、柱頭パネルゾーンと通しダイヤフラム内の梁芯上に設置した参照点に、下側ダイヤフラムを剛体拘束して強制回転変位を与える。境界条件については、母屋端部を Y 方向（屋根勾配直交方向）のピンとし、梁は単純支持で梁軸回りの回転は拘束する。接合部のモデル化では前章再現解析のシェルモデルと分割方法や結合拘束等を同様とする。表 5 に示すように、解析モデルは実際に使われることの多い 17 種類の梁一母屋の断面組合せとする。表 4、図 13 および表 5 に示すように、解析モデル接合部は片曲げ下で曲率の大きい端部付近で前章の実験により耐力を検証した補強仕様の接合部を用い、他接合部は基本仕様とする。図 14 に示すように、梁には横座屈を模擬した振れ形状の初期不整を与える。図 15 に示すように梁には残留応力を導入する。図 16 および表 6 に示すように、非線形材料特性は降伏点 σ_y を F 値の 1.1 倍とし、降伏棚を有する式(4)により関数近似して与える⁴⁾。ここに、 a は形状係数、 b はヤング率 E と最大耐力 σ_m から算出される係数、 ε_y は降伏ひずみ、 ε_{st} はひずみ効果開始ひずみである。

$$\sigma_N = \begin{cases} E\varepsilon_N (0 \leq \varepsilon_N \leq \varepsilon_y) \\ \sigma_y (\varepsilon_y \leq \varepsilon_N \leq \varepsilon_{st}) \\ \frac{E}{(a/\varepsilon_N) + b} (\varepsilon_{st} \leq \varepsilon_N) \end{cases} \quad (4)$$

式(4)によって算出される公称応力 σ_N と公称ひずみ ε_N を以下の式(5)により真応力 σ_t と真ひずみ ε_t に換算する。

$$\begin{cases} \sigma_t = \sigma_N (1 + \varepsilon_N) \\ \varepsilon_t = \ln(1 + \varepsilon_N) \end{cases} \quad (5)$$

溶接部は二次勾配がヤング率 E の 1/100 であるパイリニアとする。強制変位点を含む柱頭およびダイヤフラムは弾性とする。

3.2 アイソグリッド格子母屋付梁の FEM 解析結果

図 17 に梁端モーメント一回転角関係を、表 7 に塑性率一覧を、図 18 と表 8 に溶接部の応力集中箇所を、図 19 に梁の座屈性状を、図 20 と表 9 にアイソグリッド格子母屋構面の応力分布を、図 21 に母屋材

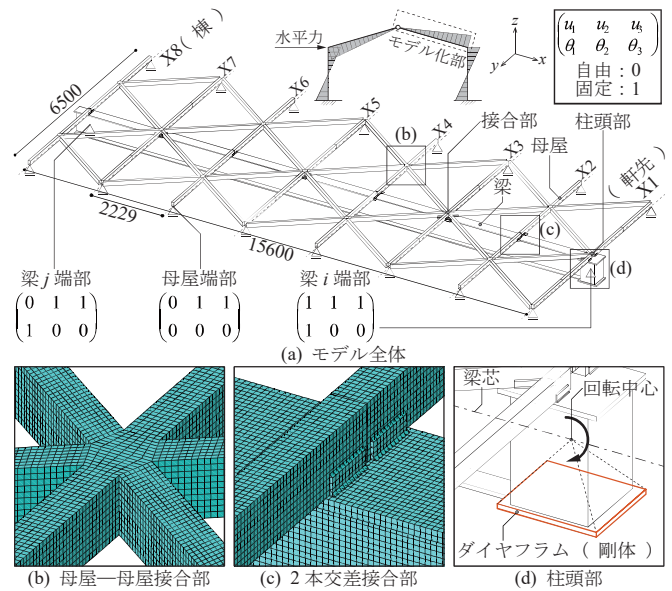


図 12 屋根梁解析モデル

表 4 屋根梁解析モデル一覧

屋根梁断面	□-125×75×		□-150×75×	
	t = 2.3	t = 3.2	補強型接合範囲	補強型接合範囲
H-390×300×10×16	○	○	X1~X3	
H-440×300×11×18	○	○	X1~X3	
H-488×300×11×18	○	○	X1~X3	
H-588×300×12×20	○	○	X1~X4	○
BH-700×240×12×22	○	○	X1~X4	○
H-700×300×13×24	○	○	X1~X4	○
H-800×300×14×26	○	○	X1~X4	○
H-900×300×16×28	○	○	X1~X4	○

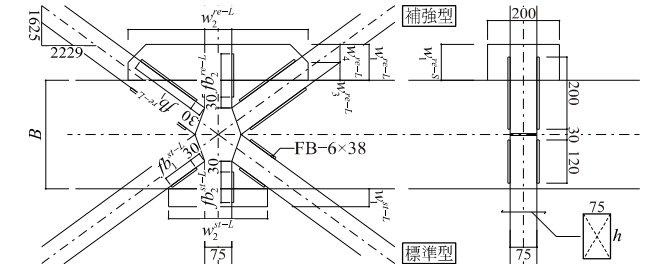


図 13 アイソグリッド格子母屋付梁接合部寸法詳細

表 5 接合部寸法一覧 (単位: mm)

B	P	fb ₁ ^{re-L}	fb ₂ ^{re-L}	fb ₁ ^{st-L}	fb ₂ ^{st-L}	w ₁ ^{re-L}	w ₂ ^{re-L}	w ₃ ^{re-L}	w ₄ ^{re-L}	w ₁ ^{st-L}	w ₂ ^{st-L}	w ₁ ^{re-S}
300	125	190	120	85	85	100	500	50	50	50	275	100
	150	220	140	100	100	125	600	50	65	65	320	100
240	125	190	120	85	85	125	520	65	60	90	300	130
	150	220	140	100	100	150	600	65	85	100	320	130

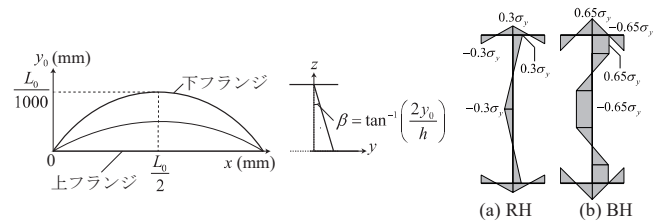


図 14 梁に導入した形状初期不整

図 15 梁の残留応力

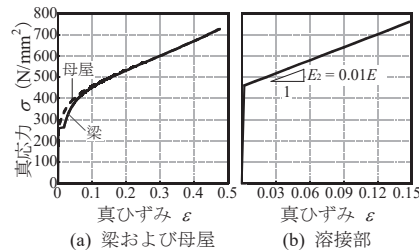


図 16 非線形材料特性

表 6 材料パラメータ

	梁	母屋	溶接
E (N/mm ²)	-	205000	-
E_2 (N/mm ²)	-	-	2050
σ_y (N/mm ²)	-	258.5	460
σ_m (N/mm ²)	-	440	-
ε_y (%)	-	0.126	0.224
ε_{st} (%)	1.72	0.126	-
a	-	6.057	-
b	-	444	-

の $N-M$ 関係をそれぞれ示す。図 17 に示すように、アイソグリッド格子母屋で上フランジ補剛された屋根梁の梁端モーメントは、片曲げ下で梁の全塑性モーメント M_p を超え、安定した変形性能を示す。初期剛性を保ったまま全塑性モーメント M_p に到達するときの梁端回転角 θ_p に対する梁端回転角 θ の比率を塑性率 μ とすると、鋼構造限界状態設計指針⁹⁾ (LSD) では全塑性モーメント M_p を割込むときの塑性率が 3 以上で L-II 区分、7 以上で L-I 区分と定義されている。図 17 および表 7 に示すように、母屋一梁の組合せ 17 組のうち梁せいの小さい 4 組が LSD の曲げ材区分における L-I 区分以上、10 組が L-II 区分以上の塑性曲げ変形性能を示す。図 18 および表 8 に示すように、最大主ひずみが最大となる箇所は各溶接部の角部となるが、 M_p を割り込むまで破断は生じないことを確認した。図 19 に示すように、梁の座屈性状は梁断面が大きくなるに伴い下フランジの最大構面外変形位置が端部から遠ざかり、梁断面が小さいときには梁端部局部座屈による耐力劣化、梁断面が大きいときには横座屈による耐力劣化、それ以外では連成座屈による耐力劣化を生じる。図 20 および表 9 に示すように、アイソグリッド格子母屋構面の応力伝達は、水平面内力に関しては母屋構面全体がトラス効果による荷重伝達を行うことで高い剛性を確保し、曲げによる面外力に関しては主に水平母屋材が負担する。そのため、図 21 に示すように曲率が大きい端部付近の斜め母屋は主に軸力を受け、一方で水平母屋は軸力と曲げを受ける。

4. 結

アイソグリッド格子母屋を上フランジと一体化した屋根梁について、接合部耐力試験および屋根梁の FEM 解析を通じた塑性変形性能評価を行った。本報で得られた知見を以下に示す。

- 1) アイソグリッド格子母屋一梁上フランジ接合部の 2/3 スケール試験体について直交 3 方向からの静的荷重実験を行い、接合部耐力は前面隅肉による割増を考慮した溶接設計耐力を超える安定した塑性変形能力を有することを確認した。
- 2) 同接合部は、母屋の局部座屈を生じた後、最終的に接合部溶接が破断して破壊する。接合部溶接破断に母材である母屋の局部座屈が先行し、ある程度の変形性能を示す。溶接破断箇所は一方から力が作用するとした場合、梁軸方向 (X 方向) では斜め母屋材が取り付く溶接が、母屋面内梁軸直交方向 (Y 方向) と母屋を梁から剥離する方向 (Z 方向) では水平母屋材が取り付く溶接がそれぞれ破断する。
- 3) 同格子母屋で上フランジ補剛された屋根梁に片曲げを作用させる有限要素解析において、実設計から決定した母屋一梁の断面組合せ 17 組全てにおいて梁端モーメントは梁の全塑性モーメント M_p を超える。さらに、格子母屋 $\square-125 \times 75 \times 2.3$ (3.2) に対して梁せい H-700 以下 6 組および格子母屋 $\square-150 \times 75 \times 3.2$ に対して梁せい H-800 以下 4 組による計 10 組が鋼構造限界状態設計指針 (LSD) の L-II 区分以上 (塑性率 $\mu \geq 3$) の塑性曲げ変形性能を示し、格子母屋 $\square-125 \times 75 \times 2.3$ (3.2) に対して梁せい H-440 以下の 4 組が L-I 区分以上 ($\mu \geq 7$) の塑性曲げ変形性能を示す。

参考文献

- 1) R.Matsui, K.Koizumi, P.-C. Lin, M.Iwanaga, A.-C. Wu, T.Takeuchi, and K.-C.

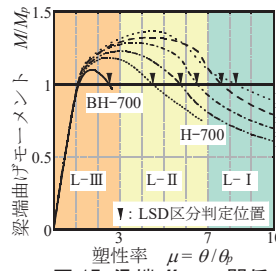


図 17 梁端 $M-M_p$ 関係

表 7 塑性率一覧

屋根梁断面	$\square-125 \times 75 \times$		$\square-150 \times 75 \times$
	2.3	3.2	
H-390×300×10×16	8.29	7.97	
H-440×300×11×18	7.64	7.80	
H-488×300×11×18	6.53	6.77	
H-588×300×12×20	5.63	5.75	6.13
BH-700×240×12×22	2.51	2.89	3.20
H-700×300×13×24	4.51	4.18	4.65
H-800×300×14×26			3.65
H-900×300×16×28			2.96

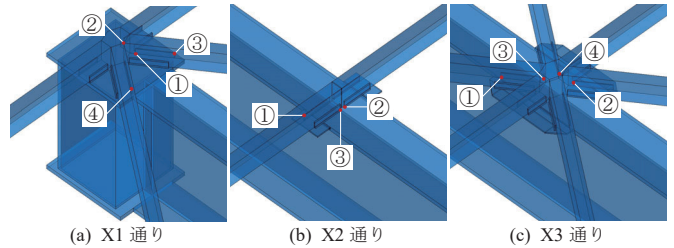


図 18 溶接部応力集中箇所

表 8 溶接部応力集中箇所

	H390		H440		H488		H588		BH700			H700		H800		H900	
	P125	P125	P125	P125	P150	P125	P150	P125	P150	P125	P150	P150	P150	P150	P150	P150	
X1	④	①	③	①	③	①	①	①	③	②	①	①	①	①	①	①	①
X2	②	②	②	②	②	②	②	②	③	①	②	①	①	①	①	①	①
X3	②	③	②	①	②	①	①	②	①	④	①	③	①	①	①	①	①

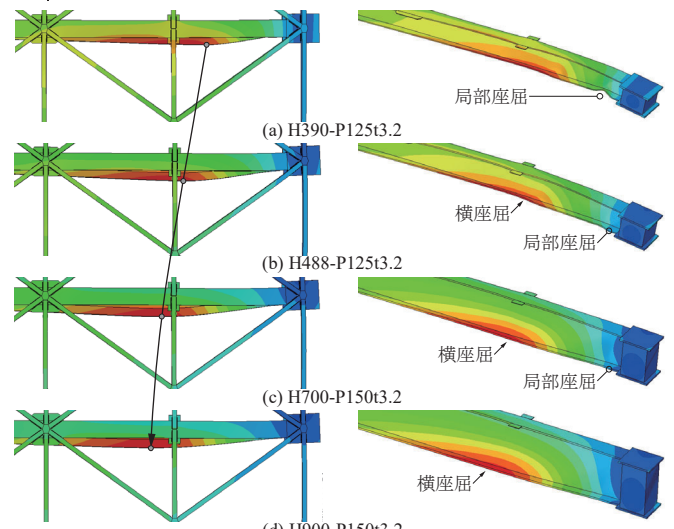


図 19 梁座屈性状

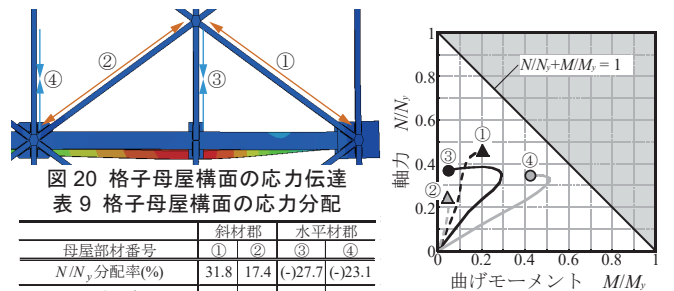


図 20 格子母屋構面の応力伝達

表 9 格子母屋構面の応力分配

母屋部材番号	斜材部		水平材部	
	①	②	③	④
N/N_y 分配率(%)	31.8	17.4	(-)27.7	(-)23.1
M/M_p 分配率(%)	13.1	5.7	31.3	49.9
$N/N_y + M/M_p$ 分配率(%)	23.5	12.2	29.3	35.0

図 21 母屋 $N-M$ 関係

Tsai : Strength and Plastic Rotation Capacity of I-Shaped Beams with Grid-Purlin System Subjected to Cyclic Loading, ASCE Journal of Structural Engineering Vol.147 2021.7

2) ABAQUS/Standard 2017

3) Chaboche, J.L., Dang Van, K. Cordier, G. : Modelization of the strain memory effects on the cyclic hardening of 316 stainless steel, Trans.5th SMIRT, vol.L(1979), Paper No.L11/3

- 4) Ono T. and Sato, A.: Modeling of stress-strain relationships on metallic materials, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ)*, No.532, pp.177-184, 2000.6 (in Japanese) https://doi.org/10.3130/aijs.65.177_2
小野徹郎, 佐藤篤司: 金属系素材の応力-歪度関係の定式化, 日本建築学会構造系論文集, 第 532 号, pp. 177-184, 2000.6
- 5) 日本建築学会: 鋼構造限界状態設計指針・同解説, 第 3 章 pp.232-236, 2010.

[2022 年 5 月 23 日原稿受理 2022 年 8 月 1 日採用決定]