鋼管立体トラスに用いられる球継手のダイアフラム補強 に関する研究

STRENGTH OF BALL JOINTS WITH DIAPHRAGM IN SPACE TRUSSES

田中 剛*, 金谷 弘**, 田渕基嗣***

Tsuyoshi TANAKA, Hiroshi KANATANI and Mototsugu TABUCHI

The strength of hollow steel spheres used as nodes in tubular space trusses is investigated. In the previous papers [Refs.1, 2 and 3], the authors have reported experimental and analytical studies of the strength of balls without any stiffener subjected to direct uniaxial force from the circular tubes welded to the ball. In the practice, as a ball is usually fabricated from two cold-formed hemispheres, the ball has often an interior diaphragm in its equatorial plane for the purpose of easily fabricating as well as reinforcement. Uniaxial compressive tests of the ball joint with/without an interior diaphragm were carried out to investigate the effect of the reinforcement. Method of limit analysis is used to estimate the effect of the reinforcement by the interior diaphragm. Further, a practical formula which is obtained by superposing the diaphragm strength on the ball strength is proposed for predicting the strength of the balls with the interior diaphragm.

Keywords : ball joint, space truss, diaphragm, reinforcement, limit analysis, maximum strength

球継手, 立体トラス, ダイアフラム, 補強効果, 極限解析, 最大耐力

1. 序

鋼管立体トラスの節点に用いられる継手のひとつに、鋼管を鋼球に溶接接合する方法がある。通常この継手に使われる鋼球は、鋼板に冷間プレス成形を施して製作された半球2個を溶接して作られ、その際、補強材としてダイアフラムが挿入されることが多い。また、ダイアフラムを挿入することにより溶接施工も容易になる。この場合、図-1に示すようにダイアフラム面を作用軸力の大きな上下弦材の面に一致させて用いれば、設計上有利である。

ダイアフラム補強のない中空鋼球に関しては、鋼球を球殻とし鋼管からの作用力を環状線荷重とした解析モデルに対して極限解析法を適用した耐力評価を行ない、実験結果と比較検討した筆者等の一連の研究^{1,2,3)}がある。しかし、ダイアフラムを有する球継手の耐力評価法に関しては未だ確立されていない。

本稿では、鋼管立体トラスの接合部を球継手により設

計する場合に必要な基礎資料を提供するために、単軸圧縮載荷される球継手の耐力に与える各寸法因子の影響を実験により調べるとともに、ダイアフラムの補強効果を極限解析法を用いて評価する。さらに、ダイアフラムを有する球継手の実用的な最大耐力評価法として、ダイアフラムの負担耐力の推定式を提案し、既報³⁾の無補強継手に対する耐力推定式との累加により求める手法も提示する。

図-1 ダイアフラムを有する球継手

* 神戸大学工学部建設学科 技官・工博

** 神戸大学工学部建設学科 教授・工博

*** 神戸大学工学部建設学科 助教授・工博

Dept. of Architecture and Civil Eng., Faculty of Eng., Kobe Univ., Dr. Eng.

Prof., Dept. of Architecture and Civil Eng., Faculty of Eng., Kobe Univ., Dr. Eng.

Assoc. Prof., Dept. of Architecture and Civil Eng., Faculty of Eng., Kobe Univ., Dr. Eng.

2. 実験

2.1 試験体および実験方法

試験体は、2個の半球を溶接して製作された鋼球に1方向から鋼管を溶接した無補強およびダイアフラム補強試験体で、その形状を図-2に示す。試験体の諸元を表-1に示す。試験体名は下記の要領に従っている。

M36-0.53-4.5
 — ダイアフラムの板厚 t_d (mm)
 — 鋼管径と球径の比 (d/D)
 — 球の径厚比 (D/t_b)
 — 球径の指標 (M:D=216.3mm, L:D=318.5mm)

実験因子は、鋼管径と鋼球径の比 d/D (0.35~0.65)、球の径厚比 D/t_b (24~48) および球径とダイアフラム厚の比 D/t_d (24~71) である。

鋼管には、局部座屈が鋼球の崩壊に先行しないような十分な板厚を有するものとするため、S45Cの引き抜き鋼管を切削加工したものを使用した。半球の溶接は、ダイ

アフラム補強試験体については、ダイアフラムを挟み込み、図-3(a)に示す開先形状により部分溶込み溶接とし、無補強試験体については図-3(b)に示す開先形状により部分溶込み溶接とした。溶接にはCO₂半自動溶接法を用いた。球原板およびダイアフラムに使用した鋼材はSS400材であり、その機械的性質を表-2に示す。

載荷は単調圧縮載荷とし、図-2に取付け位置を示す変位計により鋼管部を含めた試験体全体の変形と鋼管部分の変形を測定し、また、球および鋼管各部のひずみをストレーンゲージにより測定した。

2.2 実験結果

試験体は、写真-1に示すように全て鋼管溶接部近傍における球の局部崩壊により最大耐力に達し、その後、変形量の増大に伴い緩やかに耐力が低下した。ダイアフラム補強された試験体の中には、ダイアフラム面近傍の鋼管部分が塑性域に入ったものもある。実験終了後、試験体をガス切断し、内部の状態を調べたところ、写真-2に

表-1 試験体の諸元

試験体名	鋼球		ダイアフラム		鋼管 $d \times t_p$ (mm)
	$D \times t_b$ (mm)	使用鋼板	t_d (mm)	使用鋼板	
M36-0.35-0	216.3×6.0	PL-6.0(1)	—	—	75.0×7.0
M36-0.35-4.5			4.5	PL-4.5(1)	
M36-0.35-6.0			6.0	PL-6.0(1)	
M36-0.53-0	216.3×6.0	PL-6.0(1)	—	—	114.3×6.0
M36-0.53-4.5			4.5	PL-4.5(1)	
M36-0.53-6.0			6.0	PL-6.0(1)	
M36-0.53-9.0			9.0	PL-9.0(1)	
M36-0.65-0	216.3×6.0	PL-6.0(3)	—	—	139.8×6.0
M36-0.65-4.5			4.5	PL-4.5(2)	
M36-0.65-6.0			6.0	PL-6.0(2)	
M48-0.53-0	216.3×4.5	PL-4.5(1)	—	—	114.3×6.0
M48-0.53-4.5			4.5	PL-4.5(1)	
M48-0.53-6.0			6.0	PL-6.0(1)	
M24-0.53-0	216.3×9.0	PL-9.0(2)	—	—	114.3×12.0
M24-0.53-4.5			4.5	PL-4.5(2)	
M24-0.53-6.0			6.0	PL-6.0(2)	
L35-0.36-0	318.5×9.0	PL-9.0(2)	—	—	114.3×12.0
L35-0.36-4.5			4.5	PL-4.5(2)	
L35-0.36-6.0			6.0	PL-6.0(2)

図-2 試験体

図-3 開先形状

写真-1 球継手の局部破壊

写真-2 ダイアフラムの局部座屈

表-2 素材の機械的性質

鋼板	σ_y (tf/cm ²)	σ_u (tf/cm ²)	El (%)
PL-4.5(1)	3.83	4.28	17.9
PL-4.5(2)	3.30	4.77	24.3
PL-6.0(1)	3.87	4.76	20.5
PL-6.0(2)	3.06	4.69	24.4
PL-6.0(3)	3.03	4.60	26.8
PL-9.0(1)	3.27	4.35	26.5
PL-9.0(2)	2.89	4.37	28.9

σ_y :降伏点, σ_u :引張強さ, El :伸び

示すように、鋼管取り付け部近傍においてダイアフラムの局部座屈が観察された。

各試験体の荷重 (F) - 局部変形 (Δ = 全体変形 - 鋼管部材の変形) 関係を図-4 に示す。図中●印は実験最大耐力を、○印は実験降伏耐力を示す。ただし、降伏耐力は、荷重 - 変形関係の接線剛性が初期剛性の1/3に達した時の荷重と定義した。

各試験体の最大耐力 eF_{max} 、降伏耐力 eF_y 、初期剛性 K 、ダイアフラム補強された試験体の最大耐力と対応する無補強試験体の最大耐力の差 eF_d および最大耐力時の局部変形量 Δ_{max} を表-3 に示す。ただし、M36-0.65 シリーズの試験体については、ダイアフラム補強された試験体と無補強試験体に使用した鋼板が異なるため、両鋼板の材料性状の差を考慮した補正を行ない eF_d を求めた (付録-1 参照)。

ダイアフラムを挿入することにより、降伏耐力は1.08～1.28倍、最大耐力は1.14～1.52倍に増加し、ダイアフラムによる補強効果は、降伏耐力よりもむしろ最大耐力に対してより大きく発揮されている。

図-5 はダイアフラム補強試験体と無補強試験体の最大耐力の差 eF_d と鋼管径と球径の比 d/D との関係を、ダイアフラム厚 $t_d = 4.5, 6.0$ mm の M36 の鋼球について示している。同図は、ダイアフラム厚および鋼球が同じ場合、 eF_d は d/D の増加に伴い若干増加する傾向にあるこ

表-3 実験結果一覧

試験体名	eF_y (tf)	eF_{max} (tf)	eF_d (tf)	K (tf/mm)	Δ_{max} (mm)
M36-0.35-0	31.0	42.1	—	51.6	4.5
M36-0.35-4.5	38.0	58.6	16.5	80.0	3.9
M36-0.35-6.0	38.0	64.1	22.0	80.0	7.2
M36-0.53-0	54.0	70.2	—	75.0	3.6
M36-0.53-4.5	60.0	88.0	17.8	114.3	5.8
M36-0.53-6.0	60.0	92.2	22.0	119.4	5.3
M36-0.53-9.0	68.0	98.4	28.2	133.3	6.5
M36-0.65-0	67.5	81.9	—	64.5	4.3
M36-0.65-4.5	84.0	114.0	21.0*	135.7	8.1
M36-0.65-6.0	84.0	119.6	26.6*	139.3	6.3
M48-0.53-0	34.0	42.9	—	71.4	2.5
M48-0.53-4.5	40.0	57.4	14.5	66.8	4.8
M48-0.53-6.0	43.0	62.2	19.3	100.0	4.8
M24-0.53-0	104.0	127.0	—	117.0	6.7
M24-0.53-4.5	112.0	145.1	18.1	153.0	4.1
M24-0.53-6.0	122.0	160.1	33.1	155.0	9.8
L35-0.36-0	88.0	106.9	—	68.5	5.5
L35-0.36-4.5	108.0	139.4	32.5	108.0	5.4
L35-0.36-6.0	102.0	138.0	31.1	120.5	5.1

*: 鋼球の材料性状の差を考慮し補正した値 (付録-1 参照)

図-5 d/D による影響 図-6 D/t_b による影響

(a) M36-0.35

(b) M36-0.53

(c) M36-0.65

(d) M48-0.53

(e) M24-0.53

(f) L35-0.36

図-4 荷重-局部変形関係

とを示している。

図-6は eFd と鋼球の径厚比 D/t_b との関係を $d/D=0.53$ の場合について示している。同図より、ダイアフラム厚が同じ場合、鋼球の径厚比が大きくなるに従い eFd は減少する傾向にあることがわかる。

3. 極限解析によるダイアフラム補強効果の推定

3.1 解析概要

ダイアフラムにより補強された鋼球の耐力を厳密な応力伝達機構に基づいて求めることは困難である。そこで、ダイアフラム補強された鋼球の耐力を無補強鋼球の負担力とダイアフラムの負担力の累加により得る方法を考える。本章では、ダイアフラムの補強効果をダイアフラム補強された試験体の最大耐力と無補強試験体の最大耐力の差と定義し、簡略な解析モデルに対して極限解析の手法を適用し、ダイアフラムの補強効果を推定することを試みる。

Zoetemeijer P. は、柱にH形鋼を用いたスチフナ補強の無い柱貫通形式の柱梁接合部において、梁フランジに引張応力が作用する時の接合部の降伏耐力を図-7に示す崩壊機構により求める方法を提案した⁴⁾。この方法は、ヨーロッパのEurocode 3⁵⁾では梁フランジに圧縮応力が作用する場合にも使われている。森田等は、同様の崩壊機構を用い、接合部の最大耐力を素材の引張強さを用いて算定すれば実験値と良く一致することを示した⁶⁾。

この手法を応用し、ダイアフラムを柱ウェブに、ダイアフラム面近傍の鋼管および鋼球を梁フランジおよび柱フランジに見立て、ダイアフラムにより伝達される負担力を図-8および図-9に示すように周辺に円環を有する円板にモデル化し、その崩壊荷重より算定する。崩壊機構は、円環上の降伏ヒンジと円板が円環に接する位置の降伏線により形成される。このモデルでは円環および円板ともに組合せ応力を考慮しなければならず、柱梁接合部の場合に比べ問題はやや複雑である。崩壊機構として、図-10に示す(A)および(B)の2通りを考える。

3.2 仮定

解析に用いる主な仮定は、以下の通りである。

- (1) 円環および円板は、連合流れ則に従う完全剛塑性体より成る。
- (2) 鋼管は鉛直方向に運動する。
- (3) 円環において考慮する断面力は軸力および曲げモーメントとする。
- (4) 円板は平面応力状態にあり、Trescaの降伏条件に従う。
- (5) 円環の有効幅は、 $b_e = \min(2t_d, t_d + t_b)$ で与える。

上記仮定(5)については、図-11(a)に示すように鋼球がダイアフラムより受ける力が 45° 方向に拡がるとし、その時の鋼球の中央面に対する長さを有効幅 b_e と仮定すれ

図-8 解析モデル

図-9 耐荷機構

図-10 崩壊機構

図-11 円環の有効幅

ば, $b_e = t_d + t_b$ となる。しかし, この条件のみではダイアフラム厚 $t_d = 0$ の時にも補強効果を与えてしまうので, 本稿では試みに, 図-11(b) に示すように $t_d < t_b$ に対して $b_e = 2t_d$ とすることにより, この矛盾点を解消する。

3.3 基礎式

(1) 円環におけるエネルギー散逸率

円環の降伏軸力および全塑性モーメントを N_{ro} および M_{ro} で表わす。すなわち,

$$N_{ro} = \sigma_{bo} b_e t_b, \quad M_{ro} = \frac{1}{4} \sigma_{bo} b_e t_b^2 \quad (1)$$

で, σ_{bo} は円環の降伏点, b_e は円環の幅, t_b は円環の板厚である。長方形断面の場合, 降伏ヒンジにおけるエネルギー散逸率 D_{ir} は, 次式で与えられる。

$$D_{ir} = M_{ro} |\theta| \left\{ 1 + \frac{1}{4} \left(\frac{\lambda}{\theta} \right)^2 \right\} \quad \text{for } \left| \frac{\lambda}{\theta} \right| \leq 2 \quad (2)$$

$$D_{ir} = M_{ro} |\lambda| \quad \text{for } \left| \frac{\lambda}{\theta} \right| \geq 2 \quad (3)$$

ここで, θ はヒンジにおける回転速度で, λ はヒンジにおける伸び速度 Λ を次式で無次元化したひずみ速度である。

$$\lambda = \frac{N_{ro} \Lambda}{M_{ro}} \quad (4)$$

(2) 円板におけるエネルギー散逸率

一般に平面応力状態にある板の変位の不連続線における単位長さ当りのエネルギー散逸率 D_{id} は, 図-12 に示す変位速度場では, 次式で与えられる。

$$D_{id} = \frac{1}{2} \sigma_1 t_d (\sqrt{W^2 + V^2} + W) - \frac{1}{2} \sigma_2 t_d (\sqrt{W^2 + V^2} - W) \quad (5)$$

t_d は円板の板厚を表わし, σ_1 および σ_2 は主応力を表す。Tresca の降伏条件に従う場合, 主応力を連合流れ則により決定し, エネルギー散逸率を求めると,

$$D_{id} = \frac{1}{2} N_{do} (\sqrt{W^2 + V^2} + |W|) \quad (6)$$

図-12 降伏域の速度場

ただし, N_{do} は板の単位長さ当りの降伏軸力を表わし, $N_{do} = \sigma_{do} t_d$ で, σ_{do} は円板の降伏点を表わす。

3.4 崩壊機構

円環図心の経線方向および法線方向の変位速度を V および W で表わし, 鋼管取り付け部の鉛直方向の変位速度を Δ で表わす。 V , W および Δ を円環の中心半径 R_m で無次元化する。

$$w = \frac{W}{R_m}, \quad v = \frac{V}{R_m}, \quad \delta = \frac{\Delta}{R_m} \quad (7)$$

また, 図-9 に示すように各降伏ヒンジにおける回転および伸縮の絶対値を θ_1 等および v_1 等で表わし, v_1 等を中心半径 R_m で無次元化した量を v_1 等で表わす。

(1) 崩壊機構(A)

図-10 に示すヒンジ2からヒンジ1の範囲 ($\phi_2 < \phi < \phi_1$) の円弧の運動は, 次式で表わされる。

$$w = (\theta_1 + v_1) \sin(\phi_1 - \phi) \quad (8)$$

$$v = -\theta_1 + (\theta_1 + v_1) \cos(\phi_1 - \phi)$$

一方, ヒンジ3からヒンジ2の範囲 ($\phi_3 < \phi < \phi_2$) は鉛直剛体運動をすると仮定されたので,

$$w = \delta \cos \phi, \quad v = \delta \sin \phi \quad (9)$$

幾何学的な関係より, 回転速度 θ_2 は θ_1 に等しい。よって, 連合流れ則を用いると, v_2 は v_1 に等しくなる。すなわち,

$$\theta_1 = \theta_2, \quad v_1 = v_2 \quad (10)$$

$\phi = \phi_2$ における法線方向の変位速度 w に関する連続条件と (10) 式の条件より, θ_1 および v_1 を δ により表示することができる。

$$\theta_1 = \delta \frac{\cos \phi_2 + \cos \phi_1}{2 \sin(\phi_1 - \phi_2)}, \quad v_1 = \delta \frac{\cos \phi_2 - \cos \phi_1}{2 \sin(\phi_1 - \phi_2)} \quad (11)$$

同様にヒンジ4からヒンジ3の範囲 ($\phi_4 < \phi < \phi_3$) の円弧の運動は,

$$w = (\theta_4 - v_4) \sin(\phi - \phi_4) \quad (12)$$

$$v = \theta_4 - (\theta_4 - v_4) \cos(\phi - \phi_4)$$

$$\theta_4 = \delta \frac{\cos \phi_4 + \cos \phi_3}{2 \sin(\phi_3 - \phi_4)}, \quad v_4 = \delta \frac{\cos \phi_4 - \cos \phi_3}{2 \sin(\phi_3 - \phi_4)} \quad (13)$$

で表わされる。

(2) 崩壊機構(B)

ヒンジ2からヒンジ1の範囲 ($\phi_2 < \phi < \phi_1$) では (8) および (11) 式と同様である。 $\phi = 0$ からヒンジ2の範囲 ($0 < \phi < \phi_2$) は, 鉛直剛体運動を起こすから (9) 式と同様である。

3.5 崩壊荷重

崩壊荷重 cF_d の上界は、外部エネルギー散逸率と内部エネルギー散逸率を等しいとおくことにより得られる。外部エネルギー散逸率 D_e は次式で与えられる。

$$D_e = cF_d \Delta \quad (14)$$

(1) 崩壊機構(A)

内部エネルギー散逸率 D_i は、円環の4個の降伏ヒンジにおける散逸率の和 D_{ir} と円板の降伏線における散逸率 D_{id} の総和として求められる。

$$D_i = D_{ir} + D_{id} \quad (15)$$

D_{ir} は、(2)または(3)式に(11)および(13)式を代入することにより得られる。 D_{id} は、(6)式に(8)、(9)および(12)式を代入し、降伏線に沿って積分することにより得られる。

無次元化した崩壊荷重 cf_d を

$$cf_d = \frac{cF_d}{2R_i N_{do}} \quad (16)$$

と定義する。ただし、 R_i は円板の半径を示す。崩壊荷重 cf_d は、

$$D_e = D_i \quad (17)$$

により得られる。例えば、各ヒンジで $|\lambda/\theta| \leq 2$ が満足される場合は、

$$cf_d = \frac{\alpha}{2\beta\gamma} \frac{b_e}{R_i} \left[\theta_1 \left\{ 1 + 4 \left(\frac{1}{\alpha} \right)^2 \left(\frac{v_1}{\theta_1} \right)^2 \right\} + \theta_4 \left\{ 1 + 4 \left(\frac{1}{\alpha} \right)^2 \left(\frac{v_4}{\theta_4} \right)^2 \right\} \right] + \frac{1}{2} \int_{\phi_1}^{\phi_2} \{ \sqrt{w^2 + v^2} + |w| \} d\phi \quad (18)$$

ここで、各運動速度は $\delta = 1$ に対応する値であり、 α 、 β および γ は次式により定義される無次元化量である。

$$\alpha = \frac{l_b}{R_m}, \quad \beta = \frac{l_d}{l_b}, \quad \gamma = \frac{\sigma_{do}}{\sigma_{bo}} \quad (19)$$

図-13 降伏ヒンジの発生位置

図-14 崩壊機構(A)と(B)

図-15 $fd - \phi_\alpha$ 関係

(18)式中、 ϕ_1 および ϕ_4 の位置は未知であり、最も良い上界は、

$$\frac{\partial cf_d}{\partial \phi_1} = 0, \quad \frac{\partial cf_d}{\partial \phi_4} = 0 \quad (20)$$

により得られる。

(2) 崩壊機構(B)

同様の手順により、各ヒンジで $|\lambda/\theta| \leq 2$ が満足される場合、

$$cf_d = \frac{\alpha}{2\beta\gamma} \frac{b_e}{R_i} \theta_1 \left\{ 1 + 4 \left(\frac{1}{\alpha} \right)^2 \left(\frac{v_1}{\theta_1} \right)^2 \right\} + \frac{1}{2} \int_0^{\phi_1} \{ \sqrt{w^2 + v^2} + |w| \} d\phi \quad (21)$$

この崩壊機構では、

$$\frac{\partial cf_d}{\partial \phi_1} = 0 \quad (22)$$

により最も良い上界が得られる。

3.6 数値解析例

本節では、実験因子に対応する変数が崩壊荷重に与える影響を調べる。(18)または(21)式の閉解は得られないため、数値積分することにより崩壊荷重 cf_d を求めた。

森田等は、柱梁接合部の最大耐力を推定する際、梁フランジが取付く部分に生じる降伏ヒンジを図-13に示すように、梁フランジ表面から柱フランジ厚の1/2離れた位置に設定した。本解析においてもこれに倣い図-9に示すように鋼管が取付く部分に生じる降伏ヒンジ2および降伏ヒンジ3をそれぞれ溶接止端位置 ($\phi = \phi_\alpha$) および鋼管内表面から $t_b/2$ 離れた位置に設定した。

以下に、 $\gamma = 1.0$ とし、また、負荷範囲を決めるための鋼管厚 t_p (溶接ビードの余盛を含む、図-9参照) を円環の板厚 t_b に等しいとした場合の数値解析例を示す。

図-14に崩壊機構(A)および(B)より計算される崩壊荷重

cf_d を横軸に負荷位置 $\phi\alpha$ をとり示す。同図より崩壊荷重は、 $\phi\alpha$ が小さい場合、崩壊機構(B)に支配され、 $\phi\alpha$ が大きくなると崩壊機構(A)に移行することがわかる。

図-15に $\alpha=0.1$ の円環において $\beta\leq 1.0$, $\beta=1.5, 2.0, 3.0$ の時の崩壊荷重 cf_d と $\phi\alpha$ の関係を示す。この例では、 $\phi\alpha < 0.3$ radでは崩壊機構(B)により崩壊荷重が決定しており、この範囲の $\phi\alpha$ の増加に伴う崩壊荷重の増加率は大きい。崩壊機構(A)により決定する $\phi\alpha > 0.3$ radでは、崩壊荷重は $\phi\alpha$ の増加に伴い緩やかに増加する。

図-16に $\phi\alpha=\pi/6$ radの時の cf_d と β の関係を $\alpha=0.025, 0.05, 0.1, 0.2$ に対して示す。仮定(5)により円環の幅を決めているため、 $\beta\leq 1.0$ の範囲では、 β によらず cf_d は一定値をとり、 $\beta>1.0$ の範囲では、 cf_d は β の増加に伴い減少する。

図-17に $\phi\alpha=\pi/6$ radの時の cf_d と α の関係を $t_d/R_m=0.025, 0.05, 0.1, 0.2$ に対して示す。 cf_d は α の増加に伴い比例的に増加し、その増加率は t_d/R_m の影響をほとんど受けない。なお、 $\alpha=0.17$ 程度で増加率が変化しているのは、崩壊機構が(A)から(B)に移行するためである。

降伏範囲 ϕ_y を崩壊機構(A)に対して $\phi_y=\phi_1-\phi_4$ 、崩壊機構(B)に対して $\phi_y=\phi_1$ で求め、図-18に $\phi\alpha=\pi/6$ radの時の ϕ_y と α の関係を $t_d/R_m=0.025, 0.05, 0.1, 0.2$ に対して示す。降伏範囲 ϕ_y も崩壊荷重 cf_d と同様に α の増加に伴い比例的に増加し、その増加率は t_d/R_m の影響をほとんど受けない。

4. 実験結果との比較

前章で得られた解析結果の妥当性を検証するために実験結果との比較を行なう。

森田等は、スチフナ補強のないH形柱貫通形式の柱梁接合部において、その最大耐力を柱フランジおよび柱ウェブの素材の引張強さを用いて求め、実験結果と良く対応することを示した⁹⁾。本稿においても以下の2つの理由から、補強効果を支配する材料の機械的性質の指標と

して鋼球の原板の引張強さおよびダイヤフラムの素材の引張強さを用いて検討を行なう。

1) 筆者らは無補強の鋼球に関して鋼球を球殻とし鋼管からの作用力を環状線荷重とした図-19に示す解析モデルに対して極限解析法を適用し、その真の崩壊荷重を求めた。得られた崩壊荷重は、解析上の降伏点として鋼球より削りだした試験片による値を用いれば、実験最大耐力と良く一致することを示した³⁾。しかし、設計時において、冷間成形に伴う鋼球の降伏点の上昇の程度を考慮して継手耐力を算定することは実用的ではない。文献9)に報告したように、鋼球の降伏点は半球製作時の塑性加工による加工硬化のため、原板の降伏点の1.4~2.0倍に上昇し、その値は原板の引張強さの0.9~1.3倍に相当する。無補強の鋼球の最大耐力を支配する材料の機械的性質の指標として、鋼球より削りだした試験片による降伏点に換えて原板の引張強さを用いた検討を付録-2に示す。結果は鋼球の降伏点を用いた場合に比べ、解析値は実験値をやや過小評価し、また、変動係数もやや増えるが、原板の引張強さを用いて鋼球の最大耐力を推定することは十分可能である。よって、本稿では実用的な耐力評価法を得るた

図-19 無補強鋼球の解析モデル

図-16 $cf_d - \beta$ 関係

図-17 $cf_d - \alpha$ 関係

図-18 $\phi_y - \alpha$ 関係

めに鋼球の機械的性質の指標として原板の引張強さを用いる。

2) 試験体の変形は、加力点近傍の範囲に限られており、ダイアフラムの破壊は圧壊現象に近い。

すなわち、解析上の円環の降伏点 σ_{bo} として鋼球の原板の引張強さを選び、また、円板の降伏点 σ_{do} としてダイアフラム素材の引張強さを選ぶ。なお、円環の板厚 t_b 、円板の板厚 t_d および負荷範囲 t_p の値には、それぞれ、鋼球厚、ダイアフラム厚および溶接ビードの余盛を含む鋼管厚に対する実測値を用いる。

実験値 $e f_d$ と(18)~(22)式を用いて得られる推定値 $c f_d$ の比較を表4に示す。本実験で用いた試験体の範囲では、崩壊荷重は全て崩壊機構(A)で決まった。

M36 シリーズで $t_d=4.5, 6.0 \text{ mm}$ ($\beta \leq 1.0$) の試験体について、実験値 $e f_d$ および推定値 $c f_d$ と負荷位置 $\phi\alpha$ の関係を図-20に示す。図中の実線は、 $\phi\alpha$ 以外の変数を各試験体の平均値を用いて求めた計算結果である。実験結果および計算結果ともに $\phi\alpha$ の増加に伴い補強効果 f_d は緩やかに増加する。

鋼球の径厚比別に補強効果 f_d とダイアフラム厚と球厚の比 β との関係を図-21に示す。図中の実線は β 以外の

図-20 $f_d - \phi\alpha$ 関係

変数に各試験体の平均値を用いた計算結果である。試験体 M24-0.53-4.5 を除いては、推定値は実験値に対し概ね安全側の評価を与える。

鋼球の径厚比を実験変数とした試験体について、補強効果 f_d と鋼球の板厚と中心半径の比 α との関係を図-22に示す。図中の実線は α 以外の変数に各試験体の平均値を用いた計算結果である。ダイアフラム厚が 6.0 mm の場合、実験結果は計算結果と同様に α に比例して $e f_d$ が増加するが、4.5 mm の場合は $\alpha = 0.09$ の時 (試験体 M24-0.53-4.5) にむしろ減少している。

13 体の試験体の実験値と推定値の比 $e f_d / c f_d$ は、平均値=1.12、変動係数=0.11である。

試験体 M24-0.53-4.5 に関して、推定値が実験値を過大評価する原因は、ダイアフラムの局部座屈による耐力劣化が、他の試験体に比べて早期に生じたためと考えられる。図-23は、最大耐力時における鋼球の片側半球の局部変形量 $\Delta_{max}/2$ と球厚 t_b の比と α との関係を示している。無補強試験体の $\Delta_{max}/2$ は、球厚の 1/3 程度であるのに対し、ダイアフラム補強試験体の $\Delta_{max}/2$ は、試験体 M24-0.53-4.5 を除き、無補強試験体に比べ概ね同程度以上の値を取り、板厚の 28~68 % の範囲に分布する。

図-21 $f_d - \beta$ 関係

図-22 $f_d - \alpha$ 関係

表-4 実験値と推定値の比較

試験体名	$e f_d$	$c f_d$	$\frac{e f_d}{c f_d}$	$e F_{max}$ (tf)	$c F_b$ (tf)	$c F_d$ (tf)	$c F_s$ (tf)	$\frac{e F_{max}}{c F_s}$
M36-0.35-0	—	—	—	42.1	—	—	33.2	1.27
M36-0.35-4.5	0.436	0.387	1.13	58.6	33.2	14.0	47.2	1.24
M36-0.35-6.0	0.407	0.353	1.15	64.1	—	18.4	51.6	1.24
M36-0.53-0	—	—	—	70.2	—	—	62.1	1.13
M36-0.53-4.5	0.470	0.381	1.23	88.0	62.1	13.4	75.5	1.17
M36-0.53-6.0	0.407	0.365	1.11	92.2	—	18.6	80.7	1.14
M36-0.53-9.0	0.353	0.356	0.99	98.4	—	28.2	90.3	1.09
M36-0.65-0	—	—	—	81.9	87.3	—	87.3	0.94
M36-0.65-4.5	0.495	0.413	1.20	114.0	95.8	16.4	112.2	1.02
M36-0.65-6.0	0.464	0.416	1.11	119.6	—	22.3	118.1	1.01
M48-0.53-0	—	—	—	42.9	—	—	42.8	1.00
M48-0.53-4.5	0.378	0.304	1.24	57.4	42.8	11.2	54.0	1.06
M48-0.53-6.0	0.352	0.287	1.23	62.2	—	15.6	58.4	1.07
M24-0.53-0	—	—	—	127.0	—	—	98.0	1.30
M24-0.53-4.5	0.435	0.512	0.85	145.1	98.0	20.4	118.3	1.23
M24-0.53-6.0	0.588	0.515	1.14	160.1	—	27.6	125.6	1.27
L35-0.36-0	—	—	—	106.9	—	—	71.1	1.50
L35-0.36-4.5	0.523	0.399	1.31	139.4	71.1	24.0	95.1	1.47
L35-0.36-6.0	0.370	0.402	0.92	138.0	—	32.6	103.7	1.33

図-23 $\frac{\Delta_{max}}{2 t_b} - \alpha$ 関係

M24-0.53 シリーズの試験体では、無補強の場合、 $\Delta_{max}/2$ は板厚の37%であるが、試験体M24-0.53-4.5の $\Delta_{max}/2$ は、その0.6倍程度に減少している。これは、鋼球部分がその最大耐力を発揮する以前に、ダイアフラムが局部座屈により耐力劣化を起こしていることを示唆している。また、本稿の解析によると図-18に示したように、円板の降伏領域 ϕ_y は、 α の増加に伴い比例的に増加する。よって、ダイアフラムの板厚と半径が同じ場合、鋼球の板厚が大きくなるに従い、ダイアフラムの幅厚比に相当すると考えられる降伏線の長さ $\phi_y R_i$ とダイアフラム厚 t_d の比は大きくなる。また、降伏領域 ϕ_y は、 t_d/R_m の値とは無関係に α の値により決まるため、 $\phi_y R_i/t_d$ の値は、 $\beta=t_d/t_b$ の値により決定する。試験体M24-0.53-4.5の $\beta=0.5$ であり、この値は3章で誘導した極限解析によるダイアフラムの補強効果の推定方法が適用できる限界を示している。

5. 耐力推定式

筆者らは、無補強球継手に対して、図-19に示す解析モデルに対し極限解析法を適用し、その真の崩壊荷重 cF_b を求めた³⁾。また、その耐力推定式として解析解の下界を与える次の簡便な耐力推定式も提示した。

$$cF_b = 2\pi R_m N_{bo} \cdot c f_b \quad (23)$$

$$c f_b = \frac{\alpha}{\alpha+2} \cos^2 \phi_\alpha + \sin^2 \phi_\alpha \quad (24)$$

ただし、 N_{bo} は球殻の単位長さ当りの降伏軸力を表わし、 $N_{bo} = \sigma_{bo} t_b$ である。

本章では、上式で与えられる無補強継手の最大耐力推定値 cF_b とダイアフラムによる補強効果の推定値 cF_d の累加によりダイアフラム補強継手の最大耐力を評価する推定値 cF_s を提案する。すなわち、

$$cF_s = 2\pi R_m N_{bo} \cdot c f_b + 2R_i N_{do} \cdot c f_d \quad (25)$$

3章において得られた補強効果の推定値 cF_d は、数値解析解であり、個々の継手に対してその解を求めるには手続きが複雑で実用的ではない。通常用いられる鋼球と弦材の組合わせでは、その崩壊機構は(A)で決定すると考えられるので、その近似式として、

$$c f_d = \alpha \left\{ 2\sqrt{\frac{2}{\gamma}} + \frac{1}{\cos \phi_\alpha} \left(\frac{t_p}{t_b} + 1 \right) \right\} \quad (0.5 \leq \beta \leq 1)$$

$$c f_d = \alpha \left\{ 2\sqrt{\frac{1+\beta}{\beta\gamma}} + \frac{1}{\cos \phi_\alpha} \left(\frac{t_p}{t_b} + 1 \right) \right\} \quad (\beta \geq 1) \quad (26)$$

を提案する。(26)式による値を $c f_d$ (近似)として図-20~22に示す。ただし、(26)式では $c f_d$ が ϕ_α の関数になっているにもかかわらず、図-20中の $c f_d$ (近似)がほぼ一

定値となっているのは、本実験で用いた図中の6体の試験体の $(t_p/t_b + 1)/\cos \phi_\alpha = 3.1 \sim 3.3$ と非常に近い値であり、 ϕ_α の影響が現われてこないからである。

実験値と近似値の比 $e f_d / c f_d$ (近似)の平均値=1.18、変動係数=0.12である。

実験最大耐力と(23)~(26)式による計算値の比較を表-4に示す。ただし、(23)式による無補強鋼球の最大耐力推定値 cF_b の算定については、鋼球の原板の引張強さを用いている。19体の試験体の eF_{max}/cF_s の平均値=1.19、変動係数=0.13である。

6. 結論

ダイアフラムにより補強された球継手が単軸圧縮載荷される場合の耐力に与える各寸法因子の影響を実験により確認するとともに、極限解析法に基づく耐力評価を試み、以下の成果を得た。

- 1) ダイアフラム補強された試験体と無補強試験体の最大耐力の差を補強効果と定義し、その値を推定するために円環と円板から成る解析モデルに対し極限解析法を適用し、その崩壊荷重を求めた。
- 2) 得られた崩壊荷重 cF_d は、鋼管径と球径の比の増加に伴い緩やかに増加し、実験における補強効果 eF_d の傾向と一致した。
- 3) 得られた崩壊荷重 cF_d は、鋼球の板厚と中心半径の比 α に比例して増加する。計算結果は、ダイアフラム厚 t_d と球厚 t_b の比 $\beta=0.5$ の試験体を除き、実験における α の変化に伴う補強効果 eF_d の変化の傾向と一致した。
- 4) 得られた崩壊荷重 cF_d は、実験値 eF_d を概ね安全側に推定し、 eF_d/cF_d の平均値=1.12、変動係数=0.11である。
- 5) 推定値が実験値を過大評価する試験体について、その原因は鋼球部分がその最大耐力を発揮する以前に、ダイアフラムが局部座屈による耐力劣化を起こしたためと考えられ、その限界は $\beta=0.5$ 程度である。よって、本稿の手法は、検討した実験の範囲では、 $\beta \geq 0.5$ に対して有効である。
- 6) ダイアフラム補強された球継手の実用的な最大耐力評価法として、ダイアフラムの負担耐力と鋼球の負担耐力の累加による簡便な耐力推定式を提案した。

参考文献

- 1) M.Tabuchi et al.: The Strength of Ball Joints in Space Trusses, Safety Criteria in Design of Tubular Structures, Proc. of the International Meeting held in Tokyo, pp.361~372, 1986.7
- 2) 田中 剛, 金谷 弘, 田淵基嗣: 鋼管立体トラスに用いられる球継手の耐力評価, 日本建築学会近畿支部構造力学部会, 構造力学講究録7号, pp.93~108, 1990.7
- 3) 田中 剛, 金谷 弘, 田淵基嗣: 鋼管立体トラスに用いられる球継手の耐力に関する基礎的研究, 日本建築学会構造

系論文報告集, 第452号, pp.129~138, 1993.10

- 4) Wardenier J.: Plate to I-beam connections, Welding in the World, Vol.23, No.3/4, 1985
- 5) Commission of the European Communities: Design of steel structures, Part 1 General rules and rules for buildings, Eurocode 3, 1988.12
- 6) 森田耕次, 浦 等, 植野良二: 柱はり接合部のスチフナ補強に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文報告集, 第376号, pp.129~138, 1987.6
- 7) Philip G. Hodge, Jr.: Plastic Analysis of Structures, McGraw-Hill, 1959
- 8) W.F.Chen: Plasticity in Reinforced Concrete, McGraw-Hill, 1982
- 9) 田中 剛, 金谷 弘, 田淵基嗣, 上場輝康: ボールジョイントの耐力・剛性に関する実験研究 - その2 ボールジョイントの局部破壊 -, 日本建築学会近畿支部研究報告集, pp.521~524, 1985.5

付録-1 M36-0.65 シリーズの補強効果 eF_d の補正

M36-0.65 シリーズについては, ダイアフラム補強試験体と同一の鋼板から製作した無補強試験体の実験において, 半球溶接部に溶込み不足があったためフープテンションによりキレツが発生し, その最大耐力を知ることができなかった。そのため, 文献9)に報告したように, M36 シリーズの無補強試験体については, 同一の部材寸法を持つ試験体による追加実験を行なっている。ただし, 両試験体シリーズに用いた鋼板が異なるため, 追加実験により得られた実験最大耐力をそのままダイアフラム補強試験体の実験最大耐力との比較に用いることはできない。一方, 文献3)に示したように, 無補強鋼球に対して極限解析を適用すると, 部材寸法が同一の場合, 球殻の崩壊荷重は殻の単位長さ当りの降伏軸力 N_{bo} に比例する。両者の半球に関する N_{bo} を板厚の実測値と鋼球より削りだした引張試験片による降伏点を用いて算定すると, (1)鋼板 PL-6.0(2) では $N_{bo} = 3.29$ tf/cm², (2)鋼板 PL-6.0(3) では $N_{bo} = 2.96$ tf/cm², となり両者の比は 1.11 である。また, 試験体 M36-0.65 の鋼管径と鋼球径の比 $d/D = 0.65$ に最も近い $d/D = 0.53$ における両鋼板から製作した試験体の実験最大耐力は, (1)鋼板 PL-6.0(2) では $eF_{max} = 72.8$ tf, (2)鋼板 PL-6.0(3) では $eF_{max} = 64.1$ tf, となりその比は 1.14 でこの値は前記の数値にほぼ等しい。よって, ダイアフラムの補強効果 eF_d を算定する時の試験体 M36-0.65-0 の実験最大耐力として, PL-6.0(3) を用いた試験体の実験最大耐力に 1.14 を乗じた値を用いた。

付録-2 原板の引張強さをを用いた無補強鋼球の耐力評価

本研究で対象とする鋼球は, 円板に冷間で絞り加工を施して成形された半球 2 個を溶接して作られる。冷間塑性加工を施すことにより, 半球の機械的性質は原板のものから変化する。筆者等は, 鋼球の機械的性質を調べるため, 付図-1 に示すように半球から引張試験片を削りだし, 機械式小型引張試験機による引張試験を行ない, 文献9)に報告した。得られた応力とひずみの関係の一例を原板のものと比較して付図-2 に示す。試験結果より鋼球の降伏点に関して以下のことが明らかになっている。

- 1) 鋼球の降伏点は加工硬化により原板の降伏点の 1.4~2.0 倍に上昇し, その値は原板の引張強さの 0.9~1.3 倍に相当する。

- 2) 降伏点の上昇率は, 付図-1 に示す ϕ 方向および θ 方向ともに, 頂部よりすそ部の方が大きい。

- 3) 同一位置の降伏点の上昇率は, θ 方向よりも ϕ 方向の方が大きい。

また, 筆者等は無補強鋼球を対象に図-19 に示す解析モデルに極限解析の手法を適用し, その真の崩壊荷重を得た。解析モデルの球殻の降伏点として, 半球の頂点からすそに向かい 55° の位置で ϕ 方向に取り出した試験片の降伏点を選び検討した結果, 解析値は鋼球の実験最大耐力を適切に評価することを文献3)に示した。しかし, 設計時において, 冷間成形に伴う降伏点の上昇の程度を考慮して継手耐力を算定することは実用的ではない。そこで, 鋼球の耐力を支配する材料の機械的性質の指標として, 鋼球の降伏点に換えて原板の引張強さをを用いた耐力評価を試みた。文献3)に示した 11 体の試験体の実験値と解析値の比較を, 鋼球の降伏点を用いた場合を付図-3(a)に, 原板の引張強さをを用いた場合を付図-3(b)に示す。鋼球の降伏点を用いた場合, 実験最大耐力と解析値の比は, 平均値=1.00, 変動係数=0.12 であるのに対し, 原板の引張強さをを用いた場合, 実験最大耐力と解析値の比は, 平均値=1.12, 変動係数=0.16 である。原板の引張強さをを用いると鋼球の降伏点を用いた場合に比べ, 解析値は実験値をやや過小評価し, また, 変動係数も増加するが, 実用的には原板の引張強さをを用いて無補強鋼球の最大耐力を推定することが可能である。

付図-1 試験片の採取

付図-2 応力-ひずみ関係

(a) 鋼球の降伏点を
用いた場合

(b) 原板の引張強さを
用いた場合

付図-3 eF_{max} と cf_b の比較

(1994年6月10日原稿受理, 1994年11月29日採用決定)