

橋脚として使用する電気抵抗溶接鋼管の耐震性能評価

Evaluation of Seismic Performance of Electric Resistance Welded Steel Pipes Applied to Steel Bridge Piers

尾添 仁志 OZOE Hitoshi JFE シビル 社会基盤事業部 設計部 (課長代理)
辰見 ター TATSUMI Yuichi JFE スチール 建材センター 建材開発部 土木技術室 主任部員 (部長)
中澤 晋 NAKAZAWA Susumu JFE スチール 品質保証部 主任部員 (副部長)

要旨

山岳地の道路建設工事において、メタルロード[®]工法は狭隘地や地形改変が困難な傾斜地などの施工環境が厳しい場合に採用される。橋脚は標準外径が $\phi 500$ で細長比パラメータが大きい場合があり、使用材料は電気抵抗溶接鋼管である。一般に電気抵抗溶接鋼管は降伏点が原板のときと比べて造管後に高くなる傾向がある。そのため、製作管を用いる一般の円形断面鋼製橋脚と比べて耐力および変形能が異なる可能性がある。そこで道路橋示方書に示される円形断面鋼製橋脚の耐震性能評価法の電気抵抗溶接鋼管への適用可否を把握するとともに、弾塑性有限変位解析による解析精度について検証した。

Abstract:

Metal RoadTM is adopted in mountainous regions wherein construction options are severely limited. The standard diameter of this pier is 500 mm and the value of slenderness ratio parameter may be large, and the material used is electric resistance welded (ERW) steel pipes. Yield point of ERW steel pipe is higher by pipe making than original plate. By this, the ultimate strength and ductility of ERW steel pipes may be different from that of bending or pressing roll pipes which are generally used as bridge piers. Therefore, it is important to grasp the applicability of the evaluation of seismic performance shown in the specifications for highway bridges for ERW steel pipes, and the analysis accuracy by elasto-plastic finite displacement analysis was investigated.

1. はじめに

山岳地の道路建設工事では、狭隘地や地形改変が困難な傾斜地などといった施工環境が厳しい、すなわち施工条件の制約が大きいことがあり、このような場合に図1に示すコンパクトな部材で構成されたメタルロード[®]工法が採用される。橋脚には、SKK400およびSKK490の鋼管杭が用いられており、ローラー曲げ法またはプレス曲げ法により鋼板から製作された鋼管(以下、製作管)を用いた一般の円形断面鋼製橋脚と比べて外径が小さいことから、工場での大量生産が可能な電気抵抗溶接鋼管が適用される。

電気抵抗溶接鋼管は製鉄所においてコイル材のトリミングから成形、溶接、検査までをオンライン制御により連続的に製造されるため品質が高い。一方、製造過程において様々な塑性加工の影響を受けることから、その機械的性質は原板から製品に至るまでに変化する。一般に、降伏点は原板のときと比べて造管後は高くなり、径厚比が小さいほどその上昇が著しい¹⁾という特徴を有する。そのため、電気抵抗溶接鋼管の降伏比は、製作管と比べて高くなる場合があり、

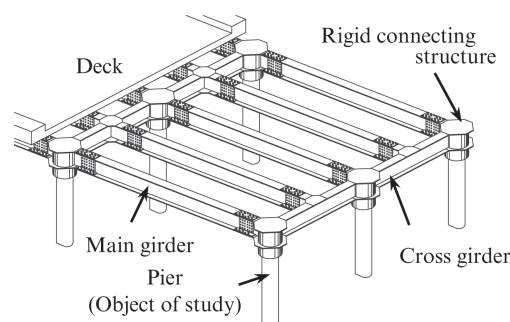


図1 構造概念図

Fig. 1 Structural concept

耐力および変形能も異なる可能性がある。また、本構造の橋脚は、一般の円形断面鋼製橋脚と比べて相対的に細長比パラメータが大きい。道路橋示方書・同解説V耐震設計編²⁾(以下、道示V)に示されている鋼製橋脚の曲げモーメント一曲率関係による耐震性能評価法(以下、 $M-\phi$ モデル)は、一般の円形断面鋼製橋脚を対象として既往の正負交番載荷実験³⁾(以下、6者共同研究)に基づいて定められている。そのため、本構造で塑性化を許容する橋脚は、道示Vの適用範囲を超過することがある。したがって、橋脚として電気

2018年9月18日受付

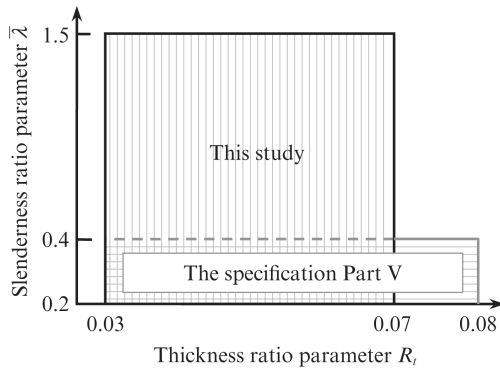


図2 本橋脚の適用範囲
Fig. 2 Scope of application of pier

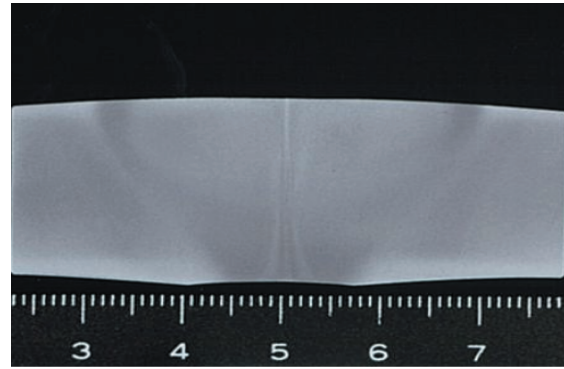


写真1 電気抵抗溶接部
Photo 1 Electric resistance weld zone

抵抗溶接鋼管を用いる場合（以下、電気抵抗溶接鋼管橋脚）には、道示Vに示されているM-φモデルをそのまま適用することが望ましくない可能性がある。

そこで、図2に示すとおりメタルロード[®]工法の電気抵抗溶接鋼管橋脚の適用範囲を包括するように設定した供試体により正負交番載荷実験を行い、耐力および変形能を把握した。同時にエネルギー吸収量および座屈モードに着目して、6者共同研究の傾向と対比することにより、M-φモデルの適用可否も把握した。そして、これらの実験を再現した弾塑性有限変位解析を行い、耐震性能評価を行う上での解析精度を確認したので報告する。

2. 電気抵抗溶接鋼管の材料特性

2.1 じん性

当該橋脚に用いるSKK材の板厚は最大で20mm程度であり、道路橋示方書・解説II鋼橋・鋼部材編⁴⁾（以下、道示II）で規定されるSM400およびSM490の鋼製橋脚の素材鋼板におけるシャルピー吸収エネルギーにより規定される最小板厚より薄い。しかし、橋脚という重要な部材については、大規模地震時に脆性的な破壊が生じないことを確実にするのが望ましいため、実橋サイズの電気抵抗溶接鋼管を用いてシャルピー衝撃試験を行った。試験片を採取する鋼管の寸法諸元は、外径φ508、板厚19mmであり、JISA5525に規定される化学成分を満足するSKK490材である。電気抵抗溶接部には、製造ラインで溶接後熱処理（ポストアニール）を施した。溶接後熱処理を行った断面の例は写真1に示す。シャルピー試験片は道示IIに規定されるVノッチ試験片である。溶接部のシャルピー吸収エネルギーは表1に示すとおりであり、道示IIに規定される試験温度0℃におけるB材の27JおよびC材の47Jを満足した。

2.2 降伏比

試験片を採取する鋼管は後述する正負交番載荷実験の供試体に使用する電気抵抗溶接鋼管である。板厚は6.0mm

表1 シャルピー吸収エネルギー
Table 1 Charpy absorbed energy

	Steel	vE_0 (J)	
			Average
Weld line	A21	85.66	92.51
	A22	107.13	
	A23	84.74	
Heat affected portion	A31	97.70	90.02
	A32	77.46	
	A33	94.90	

(T6)と14.3mmであり、14.3mmの鋼管は一般的なもの(T14)に加えて意図的に降伏比が低減するように製造(T14L)した（以下、低降伏比電気抵抗溶接管）計3本である。なお、すべてSKK490のJIS規格を満足するものである。引張試験片は建築構造用炭素鋼鋼管JISG3475に準じて、溶接部を含まない管軸方向JIS12C号試験片とした。試験片の切り出し位置は、鋼管の溶接線位置を0°とした場合の円周方向90°位置である。引張試験の応力-ひずみ関係を図3に、応力-ひずみ関係の0.2%耐力から求めた降伏点を表2に示す。

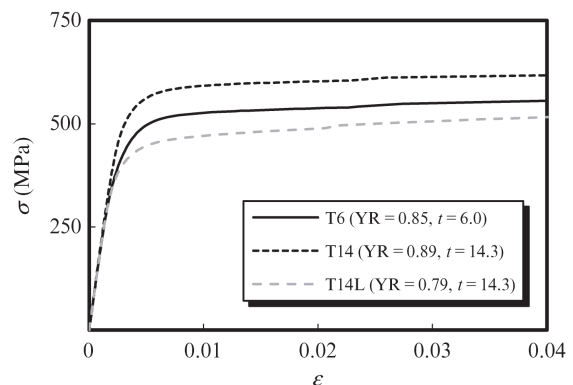


図3 応力-ひずみ関係
Fig. 3 σ - ϵ curves

表2 引張試験結果
Table 2 Tension test result

Steel	T6	T14	T14L
Steel type	SKK490		
Yield point σ_{yM} (MPa)	487	553	433
Tensile stress σ_{uM} (MPa)	570	623	547
Yield ratio	0.85	0.89	0.79

低降伏比電気抵抗溶接管の T14L の降伏比は 0.79 であり、径厚比パラメータが同等の T14 の降伏比 0.89 と比べて 10% 低い値であった。

3. 正負交番载荷実験

3.1 実験手法

供試体の諸元を表 3 に示す。供試体名は細長比パラメータ $\bar{\lambda}$ 、径厚比パラメータ R_t および降伏比 YR の情報を表しており、例えば $\bar{\lambda}=0.4$ 、 $R_t=0.03$ および YR=0.85 の場合、「4-3-85」と表現している。なお、細長比パラメータおよび径厚比パラメータは道示 II および道示 V の算定式による。また、力学パラメータの添字「N」および「M」は、降伏点として公称降伏点を用いて計算した値、材料試験の降伏点を用いて計算した値である。

供試体 4-7-85 および 4-3-79 の 2 体は、本実験において一般の円形断面鋼製橋脚と相対比較ができるように道示 V の $M-\phi$ モデルの適用範囲をほぼ満足するように力学パラメータを設定した。それに対して、供試体 5-3-79、8-7-85、8-3-89 および 12-7-85 の 4 体は、道示 V の適用範囲を超えて細長比パラメータを大きく設定した。また、供試体 4-7-85 と 4-3-79、供試体 8-7-85 と 8-3-89 は、それぞれ径厚比パラメータ

R_t を変化させて本研究の適用範囲の上下限值となるように設定した。

ここで、道示 V の円形断面鋼製橋脚の $M-\phi$ モデルの設定に必要な限界ひずみ ϵ_a は、細長比パラメータが耐力および変形能に与える影響が小さい領域を対象として、径厚比パラメータ R_t の関数式 (1) で与えられている。細長比パラメータが小さい領域の電気抵抗溶接鋼管橋脚においても、降伏比を制限した電気抵抗溶接鋼管であれば、径厚比パラメータは耐力および変形能に影響を与えるパラメータとなり、径厚比パラメータを小さくすることにより限界ひずみが向上する可能性が考えられる。そこで、供試体 4-3-79 および 5-3-79 の鋼管には低降伏比電気抵抗溶接管を用いた。

$$\epsilon_a = (20-140R_t)\epsilon_y \dots \dots \dots (1)$$

ここに適用範囲は、 $0.03 \leq R_t \leq 0.08$ 、 $0.2 \leq \bar{\lambda} \leq 0.4$ 、 $0 \leq N/N_y \leq 0.2$ である。

供試体の設置は実構造の状態とは異なり全て横置きとした。これは、すべての供試体の载荷条件を同一にするうえで、実験施設の制約上縦置きが不可能な細長比パラメータが大きい供試体があったためである。供試体の電気抵抗溶接部は水平荷重方向の近傍に配置した。これは、母材部と比べて一般に高硬度である電気抵抗溶接部に水平荷重を载荷した場合、母材部に载荷した場合と比べて、耐力および変形能が低下する可能性を配慮したことによる。

载荷方法は、供試体に軸力 N を载荷した後、その軸力を一定に保持した状態で水平変位制御による水平方向正負交番漸増载荷とした。基準水平変位 δ は、6 者共同研究と同様に降伏水平変位 δ_{yN} とし、細長比パラメータが大きく耐力が小さいと想定される供試体 8-7-85、8-3-89 および 12-7-85 の基準水平変位は、水平荷重と水平荷重载荷点における水平

表3 供試体の諸元
Table 3 Dimension and parameter of test specimens

Test specimens		4-7-85	4-3-79	5-3-79	8-7-85	8-3-89	12-7-85
Diameter	D (mm)	318.5	323.9	323.9	318.5	318.5	318.5
Thickness	t (mm)	6.0	14.3	14.3	6.0	14.3	6.0
Radius thickness ratio	R/t	26.5	11.3	11.3	26.5	11.1	26.5
Height of loading point	h (mm)	1 570		2 170	3 480		5 280
Axial force ratio	N/N_{yN}	0.20		0.15			
Axial force	N (kN)	371.1	876.3	657.2	278.3	645.9	278.3
Nominal yield point	σ_{yN} (MPa)	315					
Slenderness ratio parameter calculated by σ_{yN}	$\bar{\lambda}_N$	0.357	0.361	0.498	0.792	0.814	1.202
Radius thickness ratio parameter calculated by σ_{yN}	R_{tN}	0.068	0.028	0.028	0.068	0.028	0.068
Experimental yield point	σ_{yM} (MPa)	487	433	433	487	553	487
Slenderness ratio parameter calculated by σ_{yM}	$\bar{\lambda}_M$	0.444	0.423	0.584	0.985	1.079	1.494
Radius thickness ratio parameter calculated by σ_{yM}	R_{tM}	0.105	0.039	0.039	0.105	0.049	0.105

変位の関係（以下、 P - δ 関係）において、 $+1\delta_{yN}$ の荷重までに非線形関係を示す可能性が考えられたため、軸圧縮力に対する耐荷力低下の影響を考慮し δ_{yN} より小さな値（以下、 δ_{0N} ）とした。

3.2 実験結果

正負交番荷重実験で得られた水平変位は、6者共同研究の手法に従い、供試体の剛体的な水平移動量および基部の回転に伴う変形量を除去した補正後の値である。水平変位の補正法の詳細は文献3)を参照されたい。

3.2.1 包絡線

各供試体は鋼管基部付近にわずかな膨らみが確認されてから間もなく最大水平荷重に達し、局部座屈の進展に伴って水平荷重が低下した。各供試体の P - δ 関係から得られる包絡線について、水平荷重を P_{yM} で、水平変位を P_{yM} に対応する降伏水平変位 δ_{yEM} で除して無次元化したものを図4に示す。これより、最も細長比パラメータが大きい供試体12-7-85を除く5体は、水平荷重が降伏水平荷重 P_{yM} に達するまではほぼ線形的な関係を示しており、降伏水平荷重を超えた後、それぞれ最大水平荷重に達する。道示Vの適用条件を満足する供試体4-7-85と4-3-79では径厚比パラメータが小さい4-3-79のほうが P_{max}/P_{yM} および δ_m/δ_{yEM} の値が大きいことが分かる。この傾向は6者共同研究とも一致する。道示Vの適用範囲を超えて細長比パラメータを大きく設定した供試体5-3-79は、供試体4-3-79と比べて P_{max}/P_{yM} および δ_m/δ_{yEM} の値が低下するものの、降伏比が高い供試体4-7-85と比べて値は増加しており、径厚比パラメータを小さくすることにより耐力および変形能が向上していることが分かる。また細長比パラメータが大きい供試体8-3-89は、供試体8-7-85と比べて降伏比が0.89と高いため、径厚比パラメータを小さくすることによる効果が小さい。さらに細長比パラメータが大きい供試体12-7-85は、水平荷重が降伏水平荷重 P_{yM} に達する前に非線形関係を示し、最大水平荷重は降伏水平荷重を僅かに下回った。最大水平荷重以降の荷重低下の

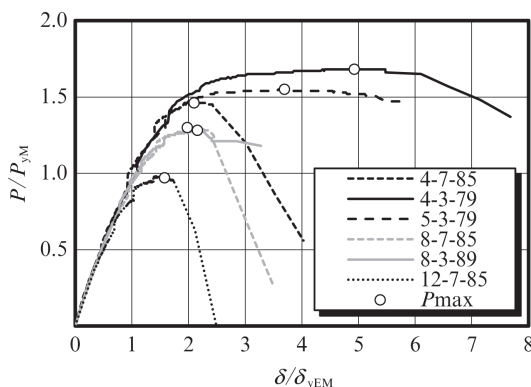


図4 包絡線

Fig. 4 Envelop curves

傾向は、全供試体に共通して6者共同研究の傾向と同様であった。

3.2.2 エネルギー吸収量

各荷重サイクルにおける正側と負側の水平変位の平均値と6者共同研究と同様に算出した累積エネルギー吸収量 A_E の関係について、実験の基準水平変位として与えた δ_{yN} または δ_{0N} と弾性エネルギー A_{E0} でそれぞれ除して無次元化したものを図5に示す。なお、それぞれの P_{max} 点の横軸の値は相对比较ができるよう細長比パラメータが大きい供試体も含めて全て δ/δ_{yN} の値である。降伏比が0.85以下である供試体4-7-85、4-3-79、5-3-79および8-7-85の4体について、累積エネルギー吸収量と水平変位の関係は、それぞれの最大水平荷重点まではほぼ同一曲線上である。一方、同じく降伏比が0.85以下である供試体12-7-85は細長比パラメータが大きいため累積エネルギー吸収量が小さい。また供試体8-3-89は、細長比パラメータが同等の供試体8-7-85、径厚比パラメータが同等の供試体4-3-79および5-3-79と比べて累積エネルギー吸収量が小さく、降伏比が高いことによる影響と考えられる。最大水平荷重以降の累積エネルギー吸収量の低下の傾向は、6者共同研究の傾向と同様であり、エネルギー吸収量の急激な低下は生じなかった。

3.2.3 座屈モード

実験終了時の座屈状況の代表的なものを写真2に示す。座屈変形は全供試体に共通して鋼管の典型的な鋼管全周にわたり外側にはらみ出す座屈モード（以下、提灯座屈）である。また、水平荷重の荷重方向に配置した電気抵抗溶接部と母材部の座屈変形量に有意な差は生じなかった。これらの橋脚基部の座屈モードも、6者共同研究と同様であった。

3.2.4 耐震性能予測式との比較

最大水平荷重 P_{max} および最大水平荷重時変位 δ_m について、文献5)で後藤らによって提案されている予測式のうち、本実験手法と同様の1方向繰り返し荷重時におけるSM490の円形断面鋼製橋脚を対象とした予測値と本実験の結果を比較した。なお、予測値は最大水平荷重 P_{max} と最大水平荷

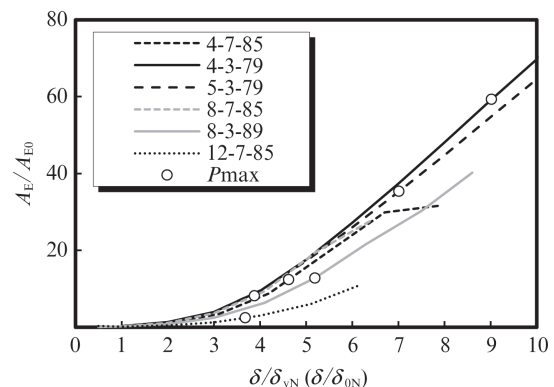


図5 エネルギー吸収量

Fig. 5 Energy absorption

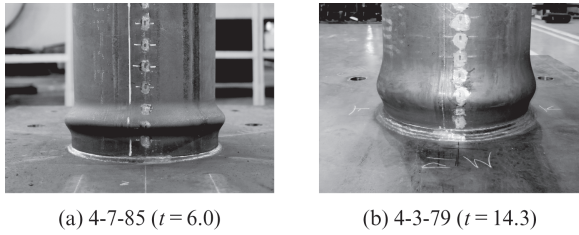


写真2 座屈モード
Photo 2 Buckling modes

重時変位 δ_m を、それぞれ降伏水平荷重とそれに対応する降伏水平荷重時変位により無次元化された特性値として示されている。

予測式と実験結果を比較したものを図6および図7に示す。本実験で得られた P_{max} と δ_m に対しては、材料試験結果から算定した P_{YM} とこれに対応する δ_{yEM} により無次元化し、横軸の力学パラメータは全て公称降伏点を用いて算定した値である。また、供試体 8-7-85、8-3-89 および 12-7-85 の細長比パラメータは、予測式の適用範囲を超過している。

全供試体に共通して P_{max}/P_{YM} および δ_m/δ_{yEM} は、予測値より小さい値となる。供試体 4-3-79 の P_{max}/P_{YM} および δ_m/δ_{yEM}

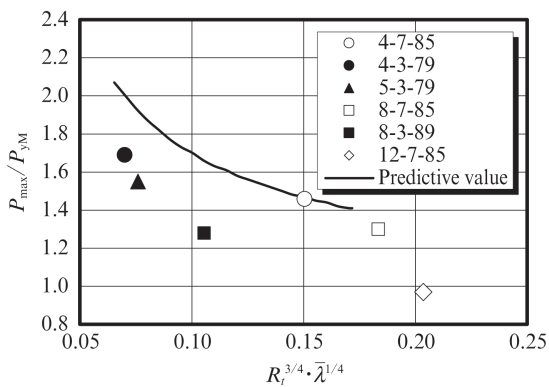


図6 予測値との比較 (P_{max}/P_{YM})

Fig. 6 Comparison with predictive value (P_{max}/P_{YM})

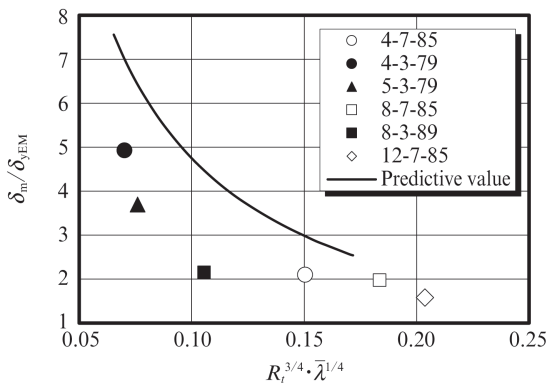


図7 予測値との比較 (δ_m/δ_{yEM})

Fig. 7 Comparison with predictive value (δ_m/δ_{yEM})

δ_{yEM} は、細長比パラメータが同等である供試体 4-7-85 と比べて特に δ_m/δ_{yEM} は大きく向上している。また、供試体 5-3-79 の P_{max}/P_{YM} および δ_m/δ_{yEM} は、供試体 8-3-89 と比べて向上している。これは、細長比パラメータの影響が小さいことおよび変形能を向上させるために低降伏比電気抵抗溶接鋼管を用いたことによる効果と考えられる。

これらの実験結果より、製作管と同様に電気抵抗溶接鋼管においても座屈モードはいずれも提灯座屈であり、最大水平荷重点以降もエネルギー吸収量に余裕がある状態である。このことから力学パラメータに応じて電気抵抗溶接鋼管橋脚としての耐力および変形能を評価することで、 $M-\phi$ モデルによる耐震性能評価が可能であると考えられる。

4. 電気抵抗溶接鋼管の耐震性能評価

4.1 耐震性能評価を行う上での限界状態

円形断面鋼製橋脚のレベル2地震動に対する耐震設計上の限界状態として、道示Vでは最大水平荷重点を採用している。道示Vの円形断面鋼製橋脚と同様、電気抵抗溶接橋脚の耐震性能を評価する指標を最大水平荷重点 P_{max} および最大水平荷重時変位 δ_m とし、弾塑性有限変位解析による解析精度を確認した。

4.2 解析手法

4.2.1 解析プログラム

解析プログラムは弾塑性有限変位解析プログラム SEAN/FEM⁶⁾を用いた。SEAN/FEMはUpdated Lagrange法に基づいて定式化された8節点アイソパラメトリックシェル要素を用いている。非線形計算方法は、Newton-Raphson法を使用している。

4.2.2 電気抵抗溶接鋼管素材の構成則

材料構成則は道示Vに基づいて円形断面鋼製橋脚に用いるバイリニアモデルとした。降伏点は表3で示したそれぞれの供試体に用いた鋼管の値とし、2次勾配は道示Vに示される $E/100$ とした。

4.2.3 解析モデル

解析対象は表3で示した供試体とする。なお、最も細長比パラメータが大きい供試体 12-7-85は、実験結果より最大水平荷重が降伏水平荷重以下であり、塑性設計を考慮できないため対象としない。解析モデルの要素分割は、変形の大い橋脚基部付近において細かくし、それより上方の要素は解析結果に影響しない程度に粗くした。拘束条件は実験と同じになるように、水平力を载荷した最上端の節点は水平荷重载荷直角方向の変位を固定し、橋脚基部側の最下端の節点は全方向に固定した。柱断面には平均して荷重が作用するように柱上部には剛性の大きい要素を配置し、実験供試体の载荷点高さ合せた柱頂部の断面中心位置にある節点に軸力と水平方向強制変位を与えた。

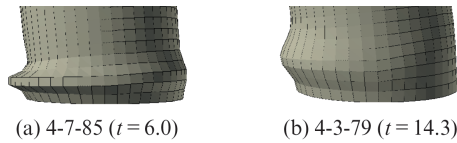


図8 座屈モード

Fig. 8 Buckling modes

表4 実験結果と解析結果の比較

Table 4 Comparison of experimental and analytical value

	(a) Experimental value		(b) Analytical value		(b)/(a)	
	P_{\max} (kN)	δ_m (mm)	P_{\max} (kN)	δ_m (mm)	P_{\max}	δ_m
4-7-85	178.3	30.0	182.2	26.0	1.02	0.87
4-3-79	407.2	57.7	409.4	57.6	1.01	1.00
5-3-79	282.2	91.1	294.8	103.5	1.04	1.14
8-7-85	74.3	132.0	80.8	125.2	1.09	0.95
8-3-89	184.4	175.8	212.1	188.8	1.15	1.07

4.3 解析結果

弾塑性有限変位解析で得られた橋脚基部の座屈変形図は図8に示すとおりであり、写真2で示した実験の座屈形状と同様に、鋼管基部の提灯座屈の変形を精度良く再現できていることが分かる。

各供試体の最大水平荷重 P_{\max} と最大水平荷重時変位 δ_m について、実験結果と解析結果を比較したものを表4に示す。供試体に使用した鋼管の降伏比が0.85以下の供試体4-7-85、4-3-79、5-3-79および8-7-85の4体のうち、供試体4-7-85、4-3-79および5-3-79の3体での解析誤差の範囲は、 P_{\max} は5%以下、 δ_m は15%以下と精度が高く、4体のうち最も細長比パラメータが大きい供試体8-7-85は、3体と比べて僅かに P_{\max} の精度が劣るものの10%以下、 δ_m は5%であり、実験結果との大きな差異は生じなかった。一方、鋼管の降伏比が0.89と高かった供試体8-3-89は、 P_{\max} の解析誤差は15%であり、降伏比が0.85以下の4体と比べると大きい。これは、供試体8-3-89の降伏比が高いことによる可能性が考えられる。他方、実用に供する鋼管の降伏比の制限値は0.85であり、これを満足し細長比パラメータが同等の供試体8-7-85の精度で解析が可能と考えられる。これより、細長比パラメータが大きい領域を含めて、最大荷重は10%程度、最大荷重時変位は15%程度の誤差で実挙動を再現することが可能であると考えられる。

5. おわりに

今回実施した正負交番荷重実験により、メタルロード[®]工法で適用する電気抵抗溶接鋼管橋脚は、力学パラメータに応じて耐力および変形能を評価することで $M-\phi$ モデルによる耐震性能評価が可能であることが明らかとなった。得られた知見は以下に示すとおりである。

- (1) 溶接後熱処理した電気抵抗溶接鋼管は製作管と同様に道示IIに規定されるシャルピー吸収エネルギーを満足する。
- (2) 電気抵抗溶接鋼管橋脚のエネルギー吸収能および座屈モードの傾向は、製作管を用いた一般の円形断面鋼製橋脚と同様である。
- (3) 電気抵抗溶接鋼管橋脚においても細長比パラメータが小さい範囲であれば、製作管と同様に径厚比パラメータを小さくする効果として耐力および変形能は向上し、細長比パラメータが大きくなるにつれて、この効果は減少する。
- (4) 電気抵抗溶接鋼管橋脚は降伏比が低い場合、耐力および変形能は相対的に向上する。
- (5) 橋脚基部の座屈変形は実験結果を精度良く再現できる。
- (6) 降伏比が85%以下であれば、弾塑性有限要素解析によって最大荷重は10%程度、最大荷重時変位は15%程度の誤差で実挙動を再現できる。

本稿で紹介した正負交番荷重実験および解析結果は、「土木研究所提案型共同研究」により実施したものである。ここに関係各位に謝意を表します。

参考文献

- (社)土木学会. 座屈設計ガイドライン改定第2版. 2005.
- (社)日本道路協会. 道路橋示方書・同解説V耐震設計編. 2017.
- 建設省土木研究所, 首都高速道路公団, 阪神高速道路公団, 名古屋高速道路公社, (社)鋼材倶楽部, (社)日本橋梁建設協会. 道路橋脚の地震時限界状態設計法に関する共同研究報告書 (I) ~ (VII). 1997.
- (社)日本道路協会. 道路橋示方書・同解説II鋼橋編. 2017.
- 後藤芳顕, 江坤生, 小畑誠. 2方向繰返し荷重を受ける薄肉円形断面鋼製橋脚柱の履歴特性. 土木学会論文集. 2005, no. 780/I-70, p. 181-198.
- (株)耐震解析研究所. 有限要素法による橋梁設計向け耐震解析システム Sean/FEM 利用説明書. 2005.



尾添 仁志



辰見 ター



中澤 晋