局部座屈を考慮した鋼管杭の $M-\phi$ 関係について

塩崎 禎郎¹・大矢 陽介²・小濱 英司²・川端 雄一郎²

¹ 正会員 鋼管杭・鋼矢板技術協会

(〒103-0025 東京都中央区日本橋茅場町 3-2-10 鉄鋼会館 6F)

E-mail: y-shiozaki@jfe-steel.co.jp

² 正会員 港湾空港技術研究所 (〒239-0826 神奈川県横須賀市長瀬 3-1-1)

鋼管杭式栈橋のレベル2地震動に対する耐震性能照査では、全塑性モーメントを折れ点とするバイリニア型の $M-\phi$ 関係が用いられ、全塑性モーメントへの到達の有無を照査することが多い。ところが、近年の経済設計で多用されるようになった大径厚比の鋼管杭は、軸力作用下では全塑性モーメントに到達する前に局部座屈が発生して耐力低下が起こるため、危険な設計となっている懸念がある。一方、小径厚比の鋼管杭は、降伏後にも緩やかな耐力上昇が続き、変形に対して粘り強さがあるが、上述の $M-\phi$ 関係ではこの効果を評価することができない。そこで、軸力作用下における、径厚比の違いを考慮した鋼管杭の耐力・変形特性を、シェル要素を用いた三次元FEM解析で定式化を試みた。

Key Words : steel pipe pile, local buckling, pile-supported wharf, seismic response analysis, moment-curvature characteristics

1. はじめに

鋼管杭式栈橋の耐震性能照査において、鋼管杭の曲げモーメント～曲率関係（以降 $M-\phi$ 関係と表記）は、全塑性モーメントを折れ点とするバイリニア型を用いて、折れ点を塑性ヒンジの発生点として評価している（図-1参照）¹。しかし、経済設計の観点から採用される大径厚比鋼管杭（直径 D /板厚 $t=100$ 程度）は、軸力作用下では、全塑性モーメントに到達する前に局部座屈が発生して耐力低下が生じてしまう。一方、径厚比を小さくすれば、降伏後も緩やかに耐力上昇が続き耐力低下は生じにくい。このような特性を反映させた $M-\phi$ 関係を用いれば、現行設計で散見される危険側の評価を排除して、変形を許容した合理的な設計が期待できる。径厚比について制限が設けられている基準類²もあるが、性能設計の観点から制限を設けない方が良いとの考えもあり、筆者の一部により大径厚比まで対応した $M-\phi$ 関係を構築するための载荷実験が行われた³。しかし、大きな軸力比を载荷した実験データが十分ではなく、高軸力比に対応した $M-\phi$ 関係は構築されていない。

そこで、軸力作用下における、径厚比の違いを考慮した鋼管杭の耐力・変形特性を明らかにするため、シェル要素を用いた三次元FEM解析で検討を行った。

2. 三次元FEM解析による検討

(1) 検討方法

a) 検討対象

検討対象は水深10 m程度の栈橋を想定して、上部工下端から仮想固定点までの鋼管杭を取り出し（ここでは長さ20 mとした）、鉛直荷重を与えた状態で水平方向に载荷させる解析を実施した。三次元FEM解析のモデルを図-2(a)に示す。要素分割は、円周方向を72分割、高さ方向は局部座屈が発生する上下端部を25 mmピッチとして、中央部は200 mmとした。本論では、三次元FEM解析結果を図-2(b)に示す梁要素モデルで再現できるような $M-\phi$ 関係を構築することを最終目的としている。

図-1 鋼管杭の耐力特性の概念図

図-2 鋼管杭の検討対象範囲と解析モデル化

表-1 解析条件

使用要素	4 節点シェル要素
材料非線形	バイリニア型
幾何学的非線形	Updated Lagrangian
収束計算	Full Newton method

b) 解析手法

三次元 FEM 解析は、鋼管部材の載荷試験の再現解析の実績が豊富な汎用構造解析プログラム ADINA⁴⁾を用いた。また、本検討に先立ち、直径 700 mm の鋼管杭の載荷試験の解析を実施して、残留応力や初期不整などの特殊な設定を行わずに実験結果を良好に再現できることを確認した⁵⁾。表-1 に解析条件を示す。応力～ひずみ関係は、再現解析では、材料試験結果をマルチリニア型でモデル化した⁶⁾が、本検討では降伏応力を折れ点とするバイリニア型として、二次勾配はゼロとした。降伏後のひずみ硬化による応力上昇を見込まない安全側の設定である。降伏応力は 235 N/mm² と 315 N/mm² の二種類とした。

c) 解析結果の整理法

解析結果の整理手順を図-3 に示す。曲げモーメントは図-2(a)の下端の固定境界の反力から求めた。さらに、梁要素の解析では、断面力は 1 m ピッチで分割された要素中心の積分点で評価することを念頭に、図-3 に示す曲げモーメント分布を仮定して 5 % 低減した値を用いた。次に、微小変形理論の梁要素では考慮できない、鉛直荷重が偏心することによる付加曲げモーメントを差引いた ($P\Delta$ 効果)。曲率は下端から 1 m 上方の傾斜角を求め、高さ 1 m で割ることで区間の平均曲率を算定した。これらの方法で $M-\phi$ 関係を求め、最大曲げモーメント M_{max} とその際の曲率を抽出した。さらに、バイリニア型の非線形梁要素への適用を念頭に M_{max} 発生時までの $M-\phi$ 曲線の下部の面積 (着色部) とバイリニア型の面積が等しくなる曲率を限界曲率 ϕ_u とした。

鉛直荷重が引張の場合、水平力による曲げモーメントは、端部に作用する曲げモーメントに鉛直荷重による付

着色部の面積が等しくなるように ϕ_u を設定

図-3 解析結果の整理手順

図-4 載荷条件を変えた検討

加曲げモーメントを足すことになるため、全塑性モーメントの理論値を超えてしまう。そのため、安全側の判断として、付加曲げモーメントを足さないで整理した。

d) 解析ケース

各種条件を変えた検討として、長さ 20 m の鋼管杭に対して、直径、板厚、軸力比、降伏応力を変えたケースを実施した。解析ケース一覧を表-2 に示す。鋼管杭の直径は、細長比が建設実績を網羅するように設定した。載荷条件は図-2 で説明した杭頭部に強制変位を与える解析と、両端に強制回転を与える解析 (図-4(b)参照) の二種類とした。これは、モデル下端の仮想固定点は地中部にあるため、地盤の条件によっては、完全な円形を保持することが不可能なためである。そこで、端部から離れた位置で局部座屈を発生させるため、両端に強制回転を与えることにした。その際、図-4(a)の強制変位載荷モデルと全体の曲げモーメントに占める付加曲げモーメントの割合を同一とするための条件 ($l=1.5^0l$) を満足させるため、鋼管長さを 16.3 m とした。以降、図-4(a) の解析を「円形保持」、図-4(b) を「円形非保持」と表記する。

表-2 解析ケース

直径(mm)	板厚(mm)	D/t	l/r	軸力比
900	9	100	63.5	0.0~0.75
	13.5	66.7	63.8	
	18	50	64.1	
1200	12	100	47.6	0.0~0.75
	18	66.7	47.9	
	24	50	48.1	
1500	15	100	38.1	0.0~0.75
	22.5	66.7	38.3	
	30	50	38.5	
1800	18	100	31.7	0.0~0.75
	27	66.7	31.9	
	36	50	32.1

図-5 M-N 関係 (円形保持：直径 1500mm)

図-6 M-N 関係 (解析結果と算定式：円形保持)

図-7 限界曲率 (解析結果と算定式：円形保持)

(2) 解析結果 (円形保持条件)

a) 耐力の評価

降伏応力 235 N/mm^2 、直径 1500 mm の鋼管杭に対する解析結果を、軸力ゼロ時の全塑性モーメント M_{p0} と降伏軸力 N_y で無次元して図-5 に示す。端部曲げモーメント (付加曲げ込み) の最大値は、径厚比 $D/t=50$ では理論値 (全断面降伏時の曲げモーメントと軸力の関係) と同等の値となっているが、 $D/t=100$ では局部座屈の影響で理論値よりも小さくなる。また、図-3 に示した方法で補正した $M_{\max}$ は、付加曲げモーメントを差引いているため、理論値からさらに小さくなる。

図-6 に円形保持条件のすべての解析結果と、解析結果を推定する(1)式の値を示している。圧縮降伏軸力と軸力ゼロ時の全塑性モーメントの低減は、岸田ら⁹⁾による局部座屈による軸圧縮応力低減の(2)式を採用した。低減後の値は、 N_y' 、 M_{p0}' と表記する。軸力比のべき数 n は、解析値を説明できる値をあらかじめ設定して、径厚比と細長比を変数とした(3)式で表現した。

$$\frac{M_{\max}}{M_{p0}'} = 1 - \left(\frac{N}{N_y'} \right)^n \quad (1)$$

$$\sigma_y' = (0.86 + 5.4t/D)\sigma_y \quad (2)$$

$$n = 20t/D - 0.0095l/r + 1.41 \quad (3)$$

ここに、 σ_y ：降伏応力、 l ：長さ、 r ：断面二次半径。

b) 限界曲率の評価

限界曲率 ϕ_u と軸力の関係を無次元化して図-7 に示す。また、限界曲率 ϕ_u を推定する(4)式の値も併せて示す。限界曲率 ϕ_u は、(2)式で軸圧縮応力を低減した軸力ゼロ時の降伏曲率に塑性率 μ をかけることで表現することにした。塑性率 μ は、径厚比と細長比を変数として解析結果を説明できるように試行錯誤して(5)式を案出した。 $D/t=100$ では解析結果と算定式が良好に一致していることがわかる。 $D/t=66.7$ 、 50 の解析結果のばらつきは、曲げモーメントが緩やかに増加するため最大曲げモーメント時の曲率が多少前後するためである。

$$\phi_u = \mu \times \frac{\sigma_y' Z}{EI} \left(1 - \frac{N}{N_y'} \right) \quad (4)$$

$$\mu = (-1.24l/r + 209)t/D - 0.0119l/r + 1.46 \quad (5)$$

ここに、 Z ：断面係数、 EI ：断面剛性である。

(3) 解析結果 (円形非保持条件)

a) 耐力の評価

図-8に降伏応力 235 N/mm^2 、円形非保持の条件で求めた耐力の結果を無次元化して示す。円形非保持では、曲げ変形とともに鋼管断面の楕円化が進んで局部座屈が発生

図-8 M-N関係 (解析結果と算定式: 円形非保持)

図-9 限界曲率 (解析結果と算定式: 円形非保持)

する最大曲げモーメントが小さくなる。そのため、(1)式のべき数 n は(6)式となった。今回の検討条件では、円形保持の結果に比べて n が0.05~0.16小さくなった。

$$n = 10t/D - 0.0094l/r + 1.45 \quad (6)$$

b) 限界曲率の評価

図-9に円形非保持の条件で求めた限界曲率 ϕ_u と軸力の関係を無次元化して示す。塑性率 μ は(7)式となった。 D/t が大きいほど、円形保持にくらべて塑性率 μ は小さくなり、 $D/t=100$ のときには0.5~1.1程度、 $D/t=50$ では0.3~0.4小さくなった。

$$\mu = (-4.72l/r + 440)t/D + 0.0413l/r - 2.55 \quad (7)$$

(4) 解析結果 (引張軸力に対する検討)

a) 耐力の評価

降伏応力 235 N/mm²、直径 1500 mm の鋼管杭に対する解析結果を無次元化して図-10(a)に示す。 $D/t=100, 50$ のいずれも理論値に近い値が生じている。図中の破線は(8)式で表される $M-N$ 関係である。引張降伏軸力の低減は行わず、軸力がゼロ時の全塑性モーメント M_{p0} は、圧縮側の設定とあわせるため(2)式で低減している。

$$\frac{M_{\max}}{M_{p0}} = 1 - \left(\frac{N}{N_y} \right)^{1.9} \quad (8)$$

b) 限界曲率の評価

限界曲率 ϕ_u と軸力の関係を無次元化して図-10(b)に示す。引張軸力が増加するにつれて、鋼管杭に圧縮力が作用するタイミングが遅れるため局部座屈は発生しにくくなり、限界曲率が大きくなっている。これらの結果を説明するため、塑性率 μ は(4)式で圧縮応力低減を行わない σ_y, N_y を用い、軸力比の効果プラス扱いとした(9)式を提案する。引張時には軸力比が大きいほど限界曲率 ϕ_u が大きくなる設定である。

図-10 軸力引張時の M-N 関係と限界曲率

図-11 M-N 関係と限界曲率 ($\sigma_y=315$ N/mm²)

$$\phi_u = \mu \times \frac{\sigma_y Z}{EI} \left(1 + \frac{N}{N_y} \right) \quad (9)$$

(5) 解析結果 (降伏応力の違いに対する検討)

降伏応力が大きくなると、降伏時の付加曲げモーメントが大きくなるため、ここでは、降伏応力の影響を簡易的に(10)式の補正係数 γ を用いることにした。降伏応力 235 N/mm²の解析結果から求めた耐力算定式のべき数 n の(3)式、(6)式と、限界曲率を規定する塑性率 μ に関する(5)式、(7)式に補正係数 γ を掛けることにした。

$$\gamma = \sqrt{235/\sigma_y} \quad (10)$$

図-12 三次元FEMと梁要素の比較(変位分布)

図-13 水平荷重～杭頭水平変位関係

表-2 のケースに対して $\sigma_y=315 \text{ N/mm}^2$ で計算した結果と補正係数を用いた予測式の結果は良好に一致していた。一例として直径 1500 mm, 円形保持条件に対する $M-N$ 関係を図-11(a)に, 限界曲率を図-11(b)に示す。

3. 提案法の検証

2.で求めた耐力と限界曲率の算定式の妥当性を確認するため, 算定式を用いた梁要素解析(以降, 提案法と表記)と三次元 FEM 解析の比較を行った。梁要素解析は FLIP⁷⁾を用いて, 曲げ耐力を折れ点とするバイリニア型の $M-\phi$ モデルとした。以降に, 直径 1500 mm, 板厚 15 mm, 軸力比 0.3, 円形保持条件の検討結果で説明する。三次元 FEM 解析で最大曲げモーメント発生時(頭部水平変位 0.124 m)の変位分布を図-12(a)に示す。三次元 FEM 解析と梁要素解析の結果は良好に一致していることがわかる。図-12(b)に梁要素が限界曲率 $\phi_u=0.0259(1/m)$ に到達した時点の曲率分布を示す。両者はよく一致しているが, 梁要素の積分点位置である高さ 0.5 m 位置では, 三次元 FEM 解析の方が小さな値となっている。すなわち, 提案法による梁要素解析は安全側の評価ができています。

図-13に, 杭頭の水平荷重と水平変位の関係を示す。ここでは, 提案法と比較のため従来法(降伏応力を低減しないで求めた全塑性モーメントを折れ点とするバイリニア型の $M-\phi$ モデル)の結果も併せて示す。提案法は, 三次元 FEM 解析の荷重のピークをとらえて妥当な結果と言えるが, 従来法では荷重が大幅に超過しており危険側

図-14 解析モデル概要と主な解析定数

図-15 入力地震動

の評価になっている。

4. 事例検討(棧橋の地震応答解析)

(1) 検討概要

提案法が耐震性能照査に与える影響を把握するため事例検討を行った。検討対象は文献⁸⁾の-10 m 水深の直杭式栈橋とした(図-14 参照)。鋼管杭は, 直径 900 mm, 板厚は 9 mm (Case-1) と 14 mm (Case-2) の 2 ケースとした。入力地震動は図-15 に示す加速度波形の最大振幅を調整して用いた。

本検討の栈橋の性能規定は「二箇所以上で全塑性モーメントに達している杭が存在しない」として, 具体的には地中部で鋼管杭が全塑性モーメントもしくは限界曲率に達しないことを照査した。従来法の鋼管杭の諸元に対して, 地中部で全塑性モーメントが発生しない最大加速度振幅を求め, 提案法を用いて要求性能を満足する鋼管杭諸元を求めた。

(2) 検討結果(従来法と提案法の比較)

提案法で決定した鋼管杭の諸元を表-3 に示す。なお, 提案法の I の取り方は, 最も海側の杭の上部工下端から仮想固定点 $1/\beta$ までとした。

Case-1 に対する提案法は, 下杭が 9 mm のままでは地中部で限界曲率を超える結果となった。下杭の板厚を増やすことも可能であるが, ここでは, 材質を上杭と同じにした。その結果, 余裕をもって限界曲率以内となった。

Case-2 に対する提案法は, 従来法の板厚 14 mm では限界曲率まで余裕があり, 2 mm 減の 12 mm まで限界曲率以下となった。

5. まとめ

鋼管杭式栈橋の耐震性能照査における鋼管部材のモデル化に関して、軸力作用下において、径厚比の違いを考慮した $M-\phi$ 関係を提案するため三次元 FEM 解析を用いた検討を行った。得られた主な知見を以下にまとめる。

- 1) シェル要素を用いた三次元 FEM 解析では、 $D/t=50$ では局部座屈による耐力低下は見られないが、 $D/t=100$ では耐力低下が生じ $M-N$ 関係の理論値に到達しない。
- 2) 一連の三次元 FEM の解析から、微小変形解析で用いる耐力式 ($M-N$ 関係) の提案を行った。その際、解析結果から $P-\Delta$ 効果による付加曲げモーメントを差引いて整理した。算定式は、圧縮降伏応力、軸力ゼロ時の全塑性モーメントを岸田式で低減を行い、軸力依存は $(1-(N/N_y)^n)$ を掛けることにした。圧縮側のべき数 n は径厚比、細長比、円形保持条件、降伏応力で決まる値で、引張側は 1.9 を用いることを提案した。
- 3) 限界曲率は、三次元 FEM 解析の最大曲げモーメント発生時の曲率から、バイリニア型の $M-\phi$ 関係の利用を前提として決定した。また限界曲率は降伏曲率に塑性率をかけて求めることにした。塑性率は、径厚比、細長比、円形保持条件、降伏応力で決まる値である。
- 4) -10 m 水深の直杭式横栈橋に対して、従来法と提案法で鋼管杭の諸元を検討比較した。その結果、従来法で $D/t=100$ の断面は、提案法で検討すると下杭の降伏応力を増加させる必要があった。一方、比較的径厚比が小さな $D/t=64.3$ では、提案法では下杭の板厚を減じることが可能であった。

謝辞：本研究の実施にあたって、国土技術政策総合研究所の宮田正史室長、竹信正寛主任研究官に多大なるご支援、ご助言をいただきました。ここに記して謝意を表します。また、本研究は、港湾空港技術研究所と鋼管杭・鋼矢板技術協会との平成 28 年度共同研究「港湾構造物に

表-3 鋼管杭諸元 (従来法と提案法)

		Case-1				Case-2			
従来法		上杭(海面上) 上杭		下杭		上杭(海面上) 上杭		下杭	
最大 加速度	m/s ²	4.4				5.0			
板厚	mm	9				14			
径厚比 D/t		100.0				64.3			
降伏 応力	N/mm ²	315		235		315		235	
全塑性 モーメント	kNm	2.25×10^3		1.68×10^3		3.46×10^3		2.58×10^3	
提案法		上杭 (海面上)	上杭	〈変更前〉 下杭	〈変更後〉 下杭	上杭 (海面上)	上杭	〈変更前〉 下杭	〈変更後〉 下杭
板厚	mm	9		9	9	14		14	12
降伏 応力	N/mm ²	288		215	288	297		222	219
全塑性 モーメント	kNm	2.06×10^3		1.54×10^3	2.06×10^3	3.27×10^3		2.44×10^3	2.07×10^3
細長比 l/r		54.0		54.0	54.0	55.5		55.5	55.1
円形保持条件	保持	保持	非保	非保持	非保持	保持	非保	非保持	非保持
べき数 n		0.95	0.90	1.04	0.90	1.19	1.08	1.08	1.07
塑性率 μ		1.93	1.32	1.53	1.32	2.98	2.51	2.51	2.12

おける耐震設計手法の研究」として実施したものである。

参考文献

- 1) 国土交通省港湾局監修：港湾の施設の技術上の基準・同解説、日本港湾協会、2007。
- 2) 社団法人日本道路協会：道路橋示方書・同解説 V 耐震設計編、318pp.、2012。
- 3) 川端雄一郎ほか：港湾構造物における鋼管の $M-\Phi$ 算定法、港湾空港技術研究所資料、No.1288、17pp.、2014。
- 4) ADINA R&D, Inc：ADINA Theory and Modelling Guide、2012。
- 5) 塩崎禎郎：引張強度 570N/mm² 級スパイラル鋼管の正負交番載荷実験と数値解析、土木学会年次学術講演会、I-292、2016。
- 6) 岸田英明、高野昭信：鋼管杭の座屈と端部補強、日本建築学会論文報告集、No.213、pp.29～38、1973。
- 7) Iai, S., Matsunaga, Y. and Kameoka, T. : Strain Space Plasticity Model for Cyclic Mobility, Soils and Foundations, Vol.32, No.2, pp.1-15, 1992。
- 8) 栗原直範、長尾毅：直杭式栈橋の動的特性を考慮した照査用震度の算出方法に関する基礎的研究、国土技術政策総合研究所資料、2010。

(2017.2.2 受付)

M- ϕ CHARACTERISTICS OF STEEL PIPE PILES CONSIDERING LOCAL BUCKLING

Yoshio SHIOZAKI, Yousuke OHYA, Eiji KOHAMA and Yuichiro KAWABATA

In seismic performance evaluation of pile supported wharves, the evaluation which calculated bending moment reaches full plastic moment or not is mostly performed with bilinear elasto-plastic model of $M-\phi$ characteristics (the full plastic moment is applied as the maximum bending moment). Since local buckling occurs in steel pipe piles with a large diameter-to-thickness ratio, which are used frequently by economical design, strength declines without reaching full plastic moment. There is a concern that has become a dangerous design. On the other hand, strength of steel pipe piles with a small diameter-to-thickness ratio continues to increase modestly even after yielding, and they have toughness against deformation. These effects cannot be evaluated in the $M-\phi$ characteristics. Therefore, we have tried to formulate strength and deformation characteristics of steel pipe pile by using three dimensional FEM analysis using shell elements.