

# 高靱性能耐震ジョイント杭の繰り返し曲げ特性 とそのモデル化について

泉 博允<sup>1</sup>・三浦房紀<sup>2</sup>・宮坂享明<sup>3</sup>・福嶋研一<sup>4</sup>

<sup>1</sup>正会員 株式会社篠塚研究所 主席研究員 (〒160-0022 東京都新宿区新宿6-26-4 JMビル)

山口大学大学院 工学研究科博士後期課程 (〒755-8611 山口県宇部市常盤台2557)

<sup>2</sup>正会員 工博 山口大学教授 工学部知能情報システム工学科 (〒755-8611 山口県宇部市常盤台2557)

<sup>3</sup>正会員 工博 株式会社エース 構造技術本部 (〒600-000 京都府京都市下京区七条通木屋町上る大宮町205)

<sup>4</sup>正会員 工修 大成建設株式会社 土木設計第一部 (〒163-0615 東京都新宿区西新宿1-25-1)

筆者らは前論文「高靱性能耐震ジョイント杭の地震時有効性について」において、新たに開発した高靱性能耐震ジョイント杭の単純曲げ試験結果の特性を用いた地震応答解析により、その有効性を示した。本研究は、さらに撓み性を有するように改良した高靱性能耐震ジョイントを開発し、地震時を想定した正負交番軸力曲げ試験を実施し、高靱性能耐震ジョイント杭の繰り返し曲げ特性を明らかにした。また、地震応答解析に必要なこれらの特性の表示式を検討し、双曲線で定性的に試験結果を近似できることを明らかにした。さらに、この表示式を用いた地震応答解析結果と前論文の解析結果とを比較し、地震時挙動の把握に、この表示式がより有効であると同時に、改良した高靱性能耐震ジョイントがより有効であることを明らかにした。

**Key Words** : aseismic joint, pile foundation, high ductility, spliced pile, dynamic response, cyclic bending test

## 1. まえがき

新潟地震や宮城県沖地震および兵庫県南部地震で杭の被害が多く見られ<sup>1)~3)</sup>、地震時における基礎の耐震性を向上させるためには、これらの杭の靱性や変形性能を高めることが重要であることが明らかとなってきた。杭の靱性や変形性能を高めるために、筆者らは、高靱性能耐震ジョイント (HDAJ; High Ductility Aseismic Joint) を新たに開発した<sup>4)・5)</sup>。この高靱性能耐震ジョイントを構造物と杭との結合部近傍や硬い地層と軟らかい地層との境界に、積極的に用いることにより、杭基礎の耐震性を高めようというものである。

そこで、前論文<sup>6)</sup>ではPHC杭 (Prestressed High Strength Concrete Pile) を用いた単純曲げ試験および地震応答解析を実施し、地震時におけるこの継手の有効性を明らかにした。

しかしながら、前論文の解析で用いた曲げモーメントと回転角の履歴曲線は、載荷方向が一方方向の単純曲げ試験結果を基に決定した骨格曲線の上を動くものと仮定したので、除荷曲線は考慮しておらず、より現実に近い履歴曲線への改善をはかる課題や杭

に作用する軸力が引張となる場合の剛性の取り扱いの課題等が残されていた。

そこで、本研究では、前論文で検討した高靱性能耐震ジョイント (以下Xタイプと呼ぶ) より、さらに耐震性を高めるために、より大きな変形性能を有するように改良したジョイント (以下Yタイプと呼ぶ) をφ400mmとφ600mm用に新たに開発し、軸力を導入した正負交番軸力曲げ試験を実施し、高靱性能耐震ジョイントを有する杭 (継手杭と呼ぶ) およびジョイントのない杭 (杭本体と呼ぶ) の繰り返し曲げ特性を明らかにした。その結果、履歴曲線における載荷過程を示す骨格曲線および除荷過程を示す除荷曲線とも作用軸力の依存性が強く見られることが明らかとなった。また、高靱性能耐震ジョイントを適用する上で必要となる地震応答解析で用いるこれらの骨格曲線および除荷曲線の表示式のモデル化について検討した結果、前論文で用いた双曲線の改善により、定性的に試験結果を近似できることが明らかとなった。さらに、この骨格曲線および除荷曲線の表示式を用いた地震応答解析結果と前論文の解析結果との比較により、この表示式が現実により近い杭の地震時挙動の把握に有効であると同時に、

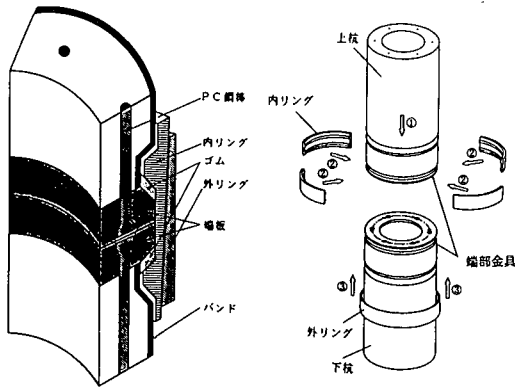


図-1 高靱性能耐震ジョイント (HDAJ)

より大きな撓み性を持たせるように改良した高靱性能耐震ジョイント (Yタイプ) がより有効であることが明らかになった。

本論文の構成は以下の通りである。まず、第2章で、Yタイプの継手の構造や過去に試験例の見られない継手杭や杭本体の軸力を考慮した正負交番軸力曲げ試験および試験結果について示す。

第3章では、高靱性能耐震ジョイントの履歴曲線における骨格曲線および除荷曲線の表示について示す。すなわち、高靱性能耐震ジョイントは曲げに対して非線形性を示す回転バネでモデル化し、この回転バネの骨格曲線および除荷曲線を双曲線で表示した。

第4章では、杭本体の非線形回転バネの履歴曲線における骨格曲線および除荷曲線を高靱性能耐震ジョイントの場合と同様、双曲線で表示した。

第5章では、これらの骨格曲線および除荷曲線の双曲線による表示式を用いた杭基礎構造物の地震時応答解析を実施し、その解析結果と前論文の解析結果との比較を行い、改善点が結果に及ぼす影響について示した。

以上、正負交番軸力曲げ試験より得られる特性を双曲線で表示し、これを用いることにより、現実により近い杭基礎構造物の地震時応答解析結果が得られたのでここに報告する。

## 2. 正負交番軸力曲げ試験

### (1) 改良型高靱性能耐震ジョイント

高靱性能耐震ジョイントは図-1に示すように、杭の端部金具と弾性部材 (減衰ゴム) を有する円周方向に4つに分割された内リングおよび円環状の外リングから構成されている。高靱性能耐震ジョイント

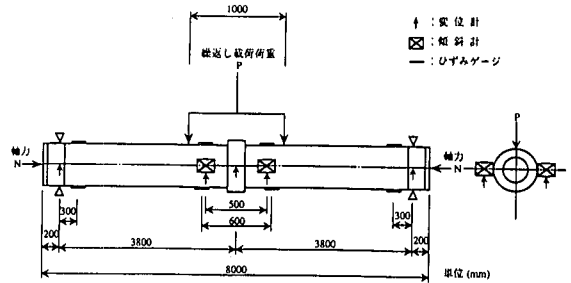


図-2 正負交番軸力曲げ試験

表-1 正負交番軸力曲げ試験ケースと試験結果

	杭径 (mm)	軸力 (tf)	継手	終局曲げモーメント $M_u$ (tf·m)	中央の終局変位 $\delta_u$ (mm)	終局回転角 $\theta_u$ (rad/0.5m)
Case 1	400	0	なし	17.6	71.6	0.0139
Case 2	400	120	なし	29.9	59.6	0.0071
Case 3	400	0	あり	18.5	160.4	0.0600
Case 4	400	120	あり	29.3	97.3	0.0286
Case 5	600	0	なし	54.4	41.3	0.0106
Case 6	600	260	なし	87.3	29.1	0.0052
Case 7	600	0	あり	56.5	89.9	0.0556
Case 8	600	260	あり	87.1	44.3	0.0200

1tf·m (9.8kN·m) 1tf (9.8kN)

は弾性部材の厚さを変化させることにより、継手の回転性能を制御することが可能である。この弾性部材の厚さを2mmとしたものが、前論文で検討したXタイプであり、4mmとしたものが本論文で検討した改良型高靱性能耐震ジョイントのYタイプである。

### (2) 正負交番軸力曲げ試験方法および試験ケース

改良型高靱性能耐震ジョイントのYタイプの曲げ特性を明らかにするために、正負交番軸力曲げ試験を実施した<sup>7)</sup>。試験は図-2に示すように、スパン長を7.6mとし、その中央にYタイプの継手を設置し、繰り返しの鉛直荷重を2点で載荷した。載荷にあたっては、両側端部の支点および中央の載荷点は荷重が交番するので、これらに対応できるように、回転を許し、滑りを与えて軸力に影響を及ぼさないように、特別に製作した治具を用いた。測定項目は回転角  $\theta$  (4箇所)、ひずみ  $\epsilon$  (8箇所)、たわみ  $\delta$  (10箇所) であり、それぞれ傾斜計、ひずみゲージ計、変位計で測定した。

正負交番軸力曲げ試験に用いた杭はPHC杭のB種 (プレストレス量=80kgf/cm<sup>2</sup>) で、試験ケースは表-1のように、杭径  $\phi$  400mm と  $\phi$  600mm の2種類を用

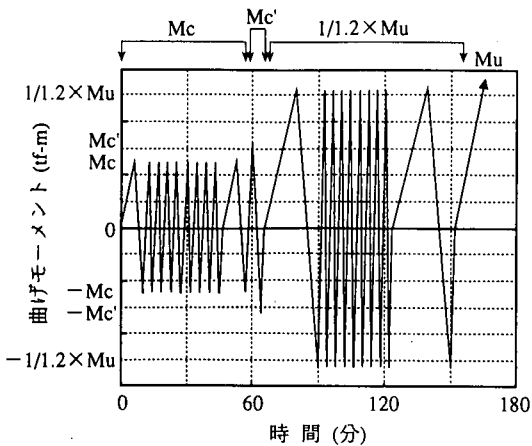


図-3 正負交番載荷方法

い、杭の端部より軸力を導入した場合としない場合、および、継手のある場合（継手杭）と継手の無い場合（杭本体）の $2 \times 2 \times 2 = 8$ ケースである。

図-3に正負交番載荷方法を示す。繰り返しの曲げモーメントの値は杭本体の非線形性や極限耐力のレベルを考慮して、設計ひび割れ曲げモーメント $M_c$ 、実際のひび割れ曲げモーメント $M_c'$ 、設計破壊曲げモーメント $M_u$ の $1/1.2$ 、の3段階とし、それぞれの繰り返し回数は実際の地震波形を想定して10回、1回、10回とし、最後に破壊曲げモーメント $M_u$ まで載荷した。なお、地震動を想定しての試験であるが、載荷試験装置の能力の関係で、1回の各繰り返し載荷には5分程度かかっており、この載荷速度に関しては今後の課題として残る。

### (3) 正負交番軸力曲げ試験結果

試験結果の最終の値である終局曲げモーメント $M_{u1}$ 、中央の終局変位 $\delta_{u1}$ 、終局回転角 $\theta_{u1}$ を表-1に示す。

終局曲げモーメント $M_{u1}$ は杭径と作用軸力に依存して異なるが、継手杭と杭本体の違いはほとんど見られない。このことは継手の存在は、曲げ耐力に何等悪い影響を与えないことを示している。

一方、継手杭の中央の終局変位 $\delta_{u1}$ の値は、 $\phi 400\text{mm}$ では杭本体の1.6倍から2.2倍を示し、 $\phi 600\text{mm}$ では1.5倍から2.2倍となり、継手杭が変形しやすいことを示している。

また、継手杭の終局回転角 $\theta_{u1}$ の値は、 $\phi 400\text{mm}$ では杭本体の4.0倍から4.3倍を示し、 $\phi 600\text{mm}$ では3.9倍から5.2倍となり、継手杭が回転しやすいことを示している。なお、回転角 $\theta$ は0.5m離れて設置された2つの傾斜計の回転角の差を示している。0.5m当たりの値で表示しているのは、後述の解析で、杭を梁としてモデル化した時の梁の1要素の長さを

0.5mとしているためであり、また、この長さによる解析の精度は参考文献で確認されている<sup>4), 8), 9)</sup>。継手杭における測定値も両側の端部補強バンド幅（ $\phi 400\text{mm}$ で $0.15\text{m} \times 2 = 0.3\text{m}$ 、 $\phi 600\text{mm}$ で $0.20\text{m} \times 2 = 0.4\text{m}$ ）を考慮して、ジョイント部をはさんで0.5m離れた位置での回転角の差を示している。

$\phi 400\text{mm}$ で軸力 $N = 0\text{tf}$ におけるYタイプの継手の最終回転角は $0.0600$  (rad/0.5m)で、Xタイプの最終回転角 $0.0395$  (rad/0.5m)の1.5倍の回転性能を有している結果となった。

杭径 $\phi 400\text{mm}$ および $\phi 600\text{mm}$ の正負交番軸力曲げ試験の曲げモーメント $M$  (tf・m)と回転角 $\theta$  (ラジアン/0.5m)の履歴曲線を図-4～図-7に示す。

図-4に $\phi 400\text{mm}$ の作用軸力 $N = 0\text{tf}$ の場合、図-5に作用軸力 $N = 120\text{tf}$ の場合の継手杭と杭本体の履歴曲線を示している。継手杭は杭本体に比較して、骨格曲線の変形性能が4倍程度大きく、また、骨格曲線と除荷曲線で囲まれる面積も大きく、減衰効果が大いことを示している。また、軸力の大きい図-5の方が、軸力の小さい図-4より変形性能が小さく減衰効果も小さい傾向が見られる。これは、曲げ特性には軸力依存性があることを示しており、軸力の異なる複数の杭が同一基礎にある場合には、軸力が大きい杭は杭頭で同じ回転角を生じても分担する曲げモーメントおよびせん断力が大きくなることを示している。すなわち、軸力が大きい杭は同じ強制変位に対して破壊しやすいことを意味している。

履歴曲線における骨格曲線および除荷曲線を詳細に見てみると、それぞれ特徴を有している。すなわち、図-4の軸力 $N = 0\text{tf}$ の場合に、継手杭の第1象限の骨格曲線は原点近傍で曲線の勾配が小さく、その後、勾配が大きくなり、再び、勾配が小さくなって終局に至る挙動が見られるが、図-5の軸力 $N = 120\text{tf}$ の継手杭の骨格曲線の場合には原点近傍で勾配が大きくこの傾向は見られない。除荷曲線は軸力 $N = 0\text{tf}$ の場合には、第1象限では通常の除荷曲線で見られる挙動と同様に下に凸であるが、軸力 $N = 120\text{tf}$ の場合には逆に上に凸と曲線形状の異なる傾向が見られる。この異なる理由は軸力 $N = 120\text{tf}$ がプレストレスと同様な効果を示すためと考えられ、軸力が大きければ大きい程、除荷曲線は載荷過程の骨格曲線に近い挙動、すなわち、履歴減衰の少ない挙動をするものと推察される。従って、曲線形状が下に凸から上に凸に変わる軸力のレベルは圧縮側の $N = 0\text{tf}$ に近い値の範囲であると推察されるが、継手に用いられている減衰ゴムの厚さや減衰ゴムの変形特性および除荷時の曲げモーメントの値等にも左右されるものと考えられる。また、除荷時に残留する残

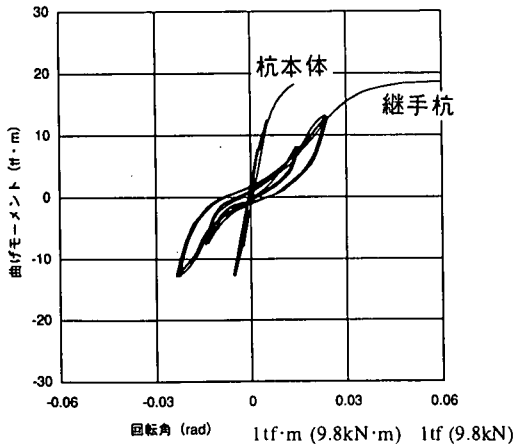


図-4 曲げモーメント $M$ と回転角 $\theta$ の履歴曲線  
( $\phi$  400mm 軸力 $N=0tf$ )

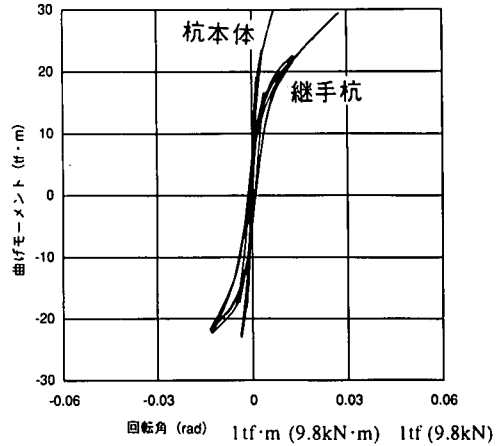


図-5 曲げモーメント $M$ と回転角 $\theta$ の履歴曲線  
( $\phi$  400mm 軸力 $N=120tf$ )

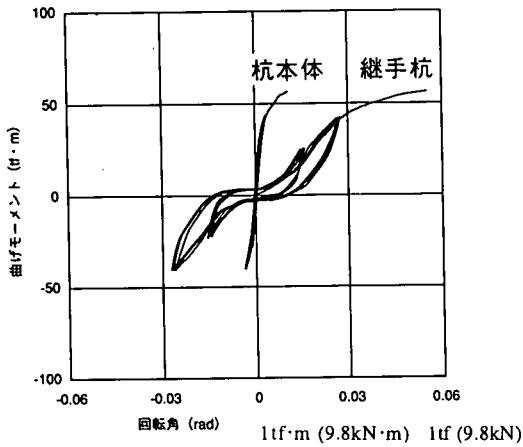


図-6 曲げモーメント $M$ と回転角 $\theta$ の履歴曲線  
( $\phi$  600mm 軸力 $N=0tf$ )

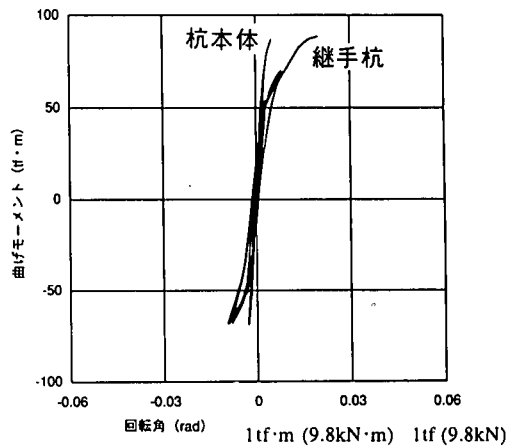


図-7 曲げモーメント $M$ と回転角 $\theta$ の履歴曲線  
( $\phi$  600mm 軸力 $N=260tf$ )

留回転角の値は正負交番曲げモーメントの値が小さく、軸力が大きいと小さい値となる傾向を示している。

一方、杭本体の骨格曲線は継手杭に比較し、初期の立ち上がり勾配は大きく変形性能は小さい。また、除荷曲線は第1象限で上に凸の曲線となり、減衰の少ない履歴曲線を描くことが分る。このことは、プレストレスが導入されているために、杭本体にクラックが発生して非線形性を示すものの、その影響は継手杭より小さいことを示している。

なお、継手杭および杭本体の繰り返し回数による回転角の蓄積量は小さく、10回程度ではその影響が少ないことを示している。

また、 $\phi$  600mmの場合も $\phi$  400mmと同様に、作用軸力 $N=0tf$ の場合を図-6に、作用軸力 $N=260tf$ の場合を図-7に、継手杭と杭本体を比較して示す。継

手杭は杭本体に比較して、骨格曲線の変形性能が4倍程度大きく、また、減衰効果が大きいことを示しており、繰り返し曲げ特性のこの傾向は $\phi$  400mmの場合と同様である。

### 3. 高靱性能耐震ジョイントの繰り返し曲げ特性のモデル化

$\phi$  400mmと $\phi$  600mmの高靱性能耐震ジョイント杭の正負交番軸力曲げ試験結果を基に、地震応答解析に用いる高靱性能耐震ジョイントの非線形回転パネの履歴曲線を決定した。すなわち、高靱性能耐震ジョイントの曲げモーメント $M$ と回転角 $\theta$ の関係を載荷曲線としての骨格曲線は前論文で用いた表示式を修正、改善し、除荷曲線は新たに導入した。骨格曲線および除荷曲線は次節で示す式(1-1)、式(1-2)

表-2 高靱性能耐震ジョイントおよび杭本体の非線形回転バネの履歴特性

		高靱性能耐震ジョイント		杭本体の非線形回転バネ		
杭 径		φ 400mm	φ 600mm	φ 400mm	φ 600mm	
骨格曲線 (M-θ) (双曲線)		$\theta - \theta_c = (a \cdot M) / (1.0 - (b \cdot M)^{1/m})$				
カーブシフト定数 $\theta_c$		$\theta_c = m_1 / (N + m_2)$ $\theta_c = m_3$		-0.001	-0.001	
定数	$m_1$	0.0447	0.0485			
	$m_2$	7.65	9.49			
	$m_3$	0.00584	0.00511			
カーブシフト定数 $n$		0.5	0.5	0.5	0.5	
初期勾配 $1/a$		$1/a = c_0 \cdot N^{d_0} + e_0$				
定数	$c_0$	圧縮	32.5	94.7	80.8	111.5
		引張	10.3	18.3	73.9	123.2
	$d_0$	1.0	1.0	1.0	1.0	
	$e_0$	1090	3860	7800	26000	
漸近線用 曲げモーメント $1/b$		$1/b = M_u \cdot (1.0 + \mu)$				
終局曲げ モーメント $M_u$		$M_u = f_o \cdot (N - g_o)^2 + h_o$				
定数	$f_o$	-0.000386	-0.000227	-0.000407	-0.000241	
	$g_o$	180.0	390.0	180.0	390.0	
	$h_o$	31.0	91.0	31.0	91.0	
割増係数 $\mu$		$\mu = k_o \cdot N + l_o$				
定数	$k_o$	0.00017	0.00012	0.00033	0.00042	
	$l_o$	0.03	0.06	0.12	0.14	
骨格曲線 (M-θ) (直線)		$M = (M_a / \theta_a) \cdot \theta$				
交点の曲げ モーメント $M_a$		$M_a / M_u = (m_4 \cdot N + m_5)$				
定数	$m_4$	0.000425	0.000167			
	$m_5$	0.135	0.0885			
除荷曲線 (M-θ) (双曲線)		$\theta - \theta_{pi} = (a \cdot (M - M_{pi})) / (1.0 - (b \cdot (M - M_{pi}))^{1/n})$				
カーブシフト定数 $\theta_{pi}$		$\beta = (\theta_{pi} - \theta_c) / (\theta_{pi} - \theta_c)$ $\beta = n_1 / (N + n_2)$ $\beta = n_3$		$\beta = \theta_{pi} / \theta_{pi}$ $\beta = n_1 / (N + n_2)$ $\beta = n_3$		
定数	$n_1$	13.3	25.7	21.9	47.7	
	$n_2$	13.3	25.7	62.6	217.0	
	$n_3$	1.0	1.0	0.35	0.22	

および式 (7) で表示し、検討した結果の各種定数を表-2 に示す。ジョイントの非線形の回転バネの各種定数の決定に当たっては、ジョイント部をほとんど0.5m離れた位置の回転角の差の測定値をそのまま用いている。この回転角にはジョイント部で生ずる回転角と両側の端部補強バンド幅の0.15m×2=0.3m (φ 400mmの場合) に生ずる回転角および残りの0.2mの杭本体そのものの回転角が含まれることになる。本論文ではこの両側の端部補強バンド幅の0.15m×2=0.3m (φ 400mmの場合) を含めてジョイント部の挙動と考えているので、厳密には0.2mの杭本体そのものの寄与分を除かなければならないが、ここではこの寄与分が解析結果に与える影響は小さいと判断して、0.2mの杭本体そのものの寄与分も含めてジョイント部の特性としている。なお、繰り返し回数による回転角の蓄積量は小さいとして、表示式にはこれを考慮していない。

(1) 高靱性能耐震ジョイントの骨格曲線の表示  
図-4、図-6の軸力  $N=0tf$  の場合の試験結果に見られるように、 $M-\theta$  曲線の原点近傍では直線の挙動が見られるので、前回論文の表示式を改善し、骨格曲線は式 (1-1) の双曲線と式 (1-2) の直線の組み合わせで表示した。図-8 a) にこの関係を示す。なお、軸力が大きくなるとこの直線部の勾配が大きくなるように考慮している。

$$\theta - \theta_c = (a \cdot M) / (1.0 - (b \cdot M)^{1/m}) \quad (1-1)$$

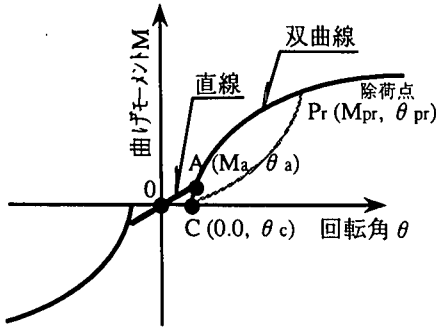
$$M = (M_a / \theta_a) \times \theta \quad (1-2)$$

ここに、 $\theta$  は回転角 (ラジアン)、 $M$  は曲げモーメント (tf・m) である。

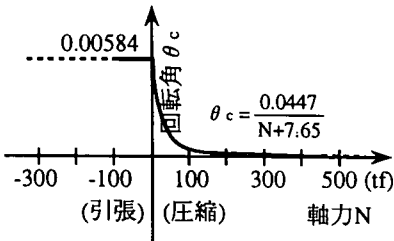
式 (1-1) の  $\theta_c$  は図-8 a) のように双曲線を回転角軸方向に移動させるカーブシフト定数 (ラジアン) で、軸力  $N$  (tf) の依存性を考慮して、式 (2-1)、(2-2) のように表示した。軸力  $N$  が圧縮で正の場合は式 (2-1) で表示し、軸力  $N$  が引張で負の場合は軸力  $N=0tf$  の試験結果を適用して、式 (2-2) のように一定とした。図-8 b) に φ 400mm の場合のこの関係を示す。なお、軸力  $N$  の範囲は耐力に合わせて φ 400mm のPHC杭の場合は圧縮の455tf から引張の95tf としている。

$$\theta_c = m_1 / (N + m_2) \quad (2-1)$$

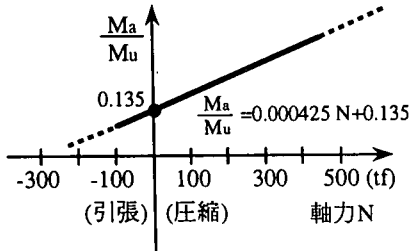
$$\theta_c = m_3 \quad (2-2)$$



a) 骨格曲線の双曲線と直線



b) 双曲線の原点の回転角  $\theta_c$



c) 直線と双曲線の交点の曲げモーメント  $M_a$   
1tf=9.8kN

図-8 高靱性能耐震ジョイントの骨格曲線の表示

ここに、 $m_1, m_2, m_3$  は定数で、 $\phi 400\text{mm}$  の場合は  $m_1=0.0447, m_2=7.65, m_3=0.00584$  である。

$1/a$  は  $M-\theta$  関係の初期勾配 (tf・m/ラジアン) を表し、作用軸力  $N$  の依存性を考慮して、式 (3) のように表示した。

$$1/a = c_0 \cdot N^{d_0} + e_0 \quad (3)$$

ここに、 $N$  は軸力 (tf)、 $c_0, d_0, e_0$  は定数で、 $\phi 400\text{mm}$  で軸力  $N$  が圧縮の場合は  $c_0=32.5, d_0=1.0, e_0=1093$  で、軸力  $N$  が引張の場合は  $c_0=10.3, d_0=1.0, e_0=1093$  である。

$1/b$  は漸近線用曲げモーメントで  $M-\theta$  曲線が  $\theta$

の増大とともに漸近していく値であり、骨格曲線の近似の程度を良好にするために、終局曲げモーメント  $M_u$  を式 (4) のように割り増して表示している。

$$\begin{aligned} 1/b &= M_u \cdot (1.0 + \mu) \\ &= (f_0 \cdot (N - g_0) + h_0) \cdot (1.0 + \mu) \quad (4) \end{aligned}$$

ここに、 $M_u$  は終局曲げモーメント (tf・m)、 $N$  は軸力 (tf)、 $f_0, g_0, h_0$  は定数で、 $\phi 400\text{mm}$  の場合は  $f_0=0.000386, g_0=180.0, h_0=31.0$  である。なお、 $\mu$  は割増係数であり、式 (5) のように軸力依存性を考慮して表示した。

$$\mu = k_0 \cdot N + l_0 \quad (5)$$

ここに、 $k_0, l_0$  は定数で、 $\phi 400\text{mm}$  の場合は  $k_0=0.00017, l_0=0.03$  である。

なお、式 (1-1) の  $n$  はカーブフィット定数で、表示式と試験結果が定性的に良好な一致をみるように  $n=0.5$  とした。

一方、式 (1-2) の  $M_a, \theta_a$  は図-8 a) のように直線と双曲線の交点 A の曲げモーメント (tf・m) と回転角 (ラジアン) を示す。試験結果より  $M_a$  を終局曲げモーメント  $M_u$  との比で式 (6) のように表示した。図-8 c) にこの関係を示す。

$$M_a/M_u = m_4 \cdot N + m_5 \quad (6)$$

ここに、 $m_4, m_5$  は定数で、 $\phi 400\text{mm}$  の場合は  $m_4=0.000425, m_5=0.135$  である。

なお、 $\theta_a$  は直線と双曲線との交点の回転角であるので、式 (1-1) の  $M$  に  $M_a$  を代入して求められる。

図-9 に以上の関係を考慮して軸力の変動に伴う  $\phi 400\text{mm}$  の高靱性能耐震ジョイントの骨格曲線を軸力が引張の  $N = -90\text{tf}$  から圧縮  $N = 450\text{tf}$  について表示する。前論文における単純曲げ試験の結果の X タイプの場合と比較すると、曲げ耐力は少し大きめで、回転性能は 1.5 倍程度大きめの結果が得られた。

## (2) 高靱性能耐震ジョイントの除荷曲線の表示

図-4、図-6 の軸力  $N = 0\text{tf}$  における第 1 象限の除荷曲線は下に凸の形状を示し、図-5、図-7 の軸力  $N = 120\text{tf}, 260\text{tf}$  では上に凸を示す傾向が見られ、また、軸力が大きい場合の方が残留回転角が小さい傾向が見られる。さらに、除荷に際しての除荷点  $P_r$  (図-8 a) の曲げモーメント  $M_{pr}$ 、回転角  $\theta_{pr}$  の値が大きいと、この残留回転角も大きい傾向が見ら

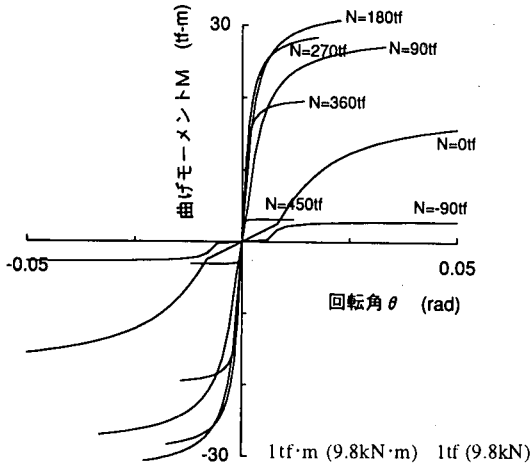


図-9 高靱性能耐震ジョイントの各軸力に対する骨格曲線 ( $\phi$  400mm)

れる。これらを考慮して、除荷曲線を式 (7) に示す双曲線で表示した。

$$\theta - \theta_{p1} = \left( a \cdot (M - M_{p1}) \right) / \left( 1.0 - \left( b \cdot (M - M_{p1}) \right)^{1/n} \right) \quad (7)$$

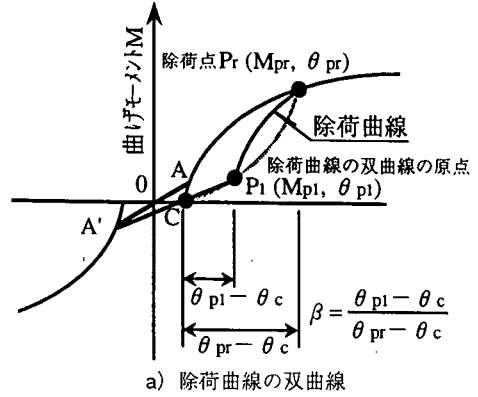
ここで、 $\theta_{p1}$  (ラジアン) および  $M_{p1}$  (tf·m) は図-10 a) のように双曲線を回転軸方向および曲げモーメント軸方向に移動させるカーブシフト定数である。すなわち、この式 (7) の除荷曲線は式 (1-1) の骨格曲線の原点を  $P_1 (M_{p1}, \theta_{p1})$  に移動した曲線である。なお、この除荷曲線の原点  $P_1$  は図-10 a) に網かけ線で示す除荷点  $P_r (M_{pr}, \theta_{pr})$  を原点とした双曲線上に位置するものと仮定しているため、式 (7) の除荷曲線は除荷点  $P_r$  を通ることになる。

試験結果より、除荷曲線の原点  $P_1$  の回転角  $\theta_{p1}$  を軸力  $N$  に依存させ、軸力が圧縮の正の場合は式 (8-1)、軸力が引張の負の場合は式 (8-2) のように表示した。

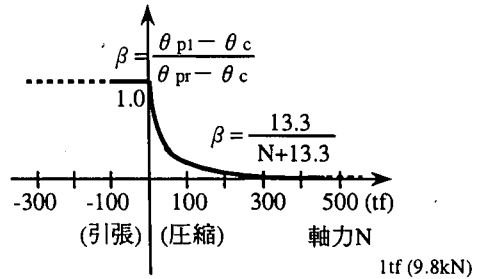
$$\beta = (\theta_{p1} - \theta_c) / (\theta_{pr} - \theta_c) = n_1 / (N + n_2) \quad (8-1)$$

$$\beta = (\theta_{p1} - \theta_c) / (\theta_{pr} - \theta_c) = n_3 \quad (8-2)$$

ここに、 $\theta_{p1}$  は除荷曲線の原点の回転角 (ラジアン)、 $\theta_c$  は式 (2-1)、式 (2-2) で示す骨格曲線の原点の移動量を示す回転角 (ラジアン)、 $\theta_{pr}$  は除荷点の回転角 (ラジアン) である。軸力  $N$  が大きく、しかも、除荷点の回転角  $\theta_{pr}$  が小さいと  $\beta$  は小さく



a) 除荷曲線の双曲線



b) 除荷曲線の双曲線の原点の回転角  $\theta_{p1}$

図-10 高靱性能耐震ジョイントの除荷曲線の表示

なり、 $\theta_{p1}$  は小さくなるので残留回転角が小さくなる傾向を示す。 $n_1, n_2, n_3$  は定数で、 $\phi$  400mm の場合は  $n_1=13.3, n_2=13.3, n_3=1.0$  であり、これを図-10 b) に示す。

一方、曲げモーメント軸の方向への移動を示す  $M_{p1}$  は式 (7) の原点  $P_1$  の曲げモーメントの値であり、除荷点  $P_r (M_{pr}, \theta_{pr})$  を原点とする式 (9) の双曲線上にあるので、 $\theta_{p1}$  を式 (9) に代入して求められる。

$$\theta - \theta_{pr} = \left( a \cdot (M - M_{pr}) \right) / \left( 1.0 - \left( b \cdot (M - M_{pr}) \right)^{1/n} \right) \quad (9)$$

式 (7)、式 (9) の初期勾配  $1/a$  は式 (3) と同じとした。一方、漸近線用曲げモーメント  $1/b$  は双曲線の原点の位置の曲げモーメント  $M_{p1}$  および  $M_{pr}$  の値の分、式 (4) を修正し、式 (10)、式 (11) で表示する。

$$\begin{aligned} 1/b &= M_u \cdot (1.0 + \mu) + M_{p1} \\ &= (f_c \cdot (N - g_s)^2 + h_c) \cdot (1.0 + \mu) + M_{p1} \quad (10) \end{aligned}$$

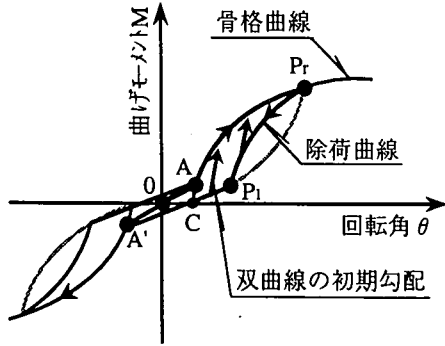


図-11 高靱性能耐震ジョイントの履歴曲線の表示

$$1/b = -M_u \cdot (1.0 + \mu) + M_{pr} \\ = -(f_o \cdot (N - g_o)^2 + h_o) \cdot (1.0 + \mu) + M_{pr} \quad (11)$$

ここに、 $M_u$  は終局曲げモーメント (tf・m)、 $N$  は軸力 (tf)、 $f_o$ 、 $g_o$ 、 $h_o$  は定数で、式 (4) と同じである。

なお、式 (7)、式 (9) の  $n$  はカーブフィット定数で、式 (1-1) と同じで  $n=0.5$  である。

### (3) 高靱性能耐震ジョイントの履歴曲線

骨格曲線および除荷曲線についてまとめて整理すると、載荷過程では、図-11 に示すように、原点  $O$  から式 (1-2) の直線の骨格曲線上を式 (1-1) の双曲線の交点  $A (M_a, \theta_a)$  まで進み、交点  $A$  より、式 (1-1) の双曲線の骨格曲線上を進むものとする。

除荷過程では、双曲線上の除荷に際しては、除荷点  $P_r (M_{pr}, \theta_{pr})$  より、式 (7) の除荷曲線上を下がって、 $P_1$  まで進み、この  $P_1$  より反対側の直線と骨格曲線の交点  $A'$  に直線で進むものとし、交点  $A'$  に至ってからはこの反対側の骨格曲線を進むものとする。なお、除荷過程で、荷重が小さい時の原点  $O$  と交点  $A$  との直線上の除荷に際しては、 $A-A'$  の直線上を動くものとする。

再載荷過程では式 (7) の除荷曲線上より、双曲線の初期勾配  $1/a$  で直線上がり、骨格曲線の交点まで進み、これ以降は骨格曲線を進むものとする。

以上、検討してきた高靱性能耐震ジョイントの履歴曲線の特性を示す各種定数を  $\phi 400\text{mm}$  と  $\phi 600\text{mm}$  についてまとめて表-2 に示してあるが、図-12 に  $\phi 400\text{mm}$  と  $\phi 600\text{mm}$  の双曲線の表示式による高靱性能耐震ジョイントの履歴曲線と試験結果を比較して示す。これらより、双曲線で定性的に近似できることが明らかである。

## 4. 杭本体の非線形回転バネの繰り返し曲げ特性のモデル化

地震応答解析では杭本体を  $50\text{cm}$  の長さの弾性体の梁要素と非線形の回転バネ要素を交互に連結してモデル化した<sup>8),9)</sup>。したがって、この非線形の回転バネの履歴曲線は杭本体の正負交番軸力曲げ試験の図-4～図-7 の履歴曲線から、 $50\text{cm}$  の弾性体の梁要素に生じる回転角を差し引いた結果を示す図-13 より決定した<sup>6)</sup>。なお、高靱性能耐震ジョイントの場合と同様に繰り返し回数による回転角の蓄積量は小さいとして、表示式には考慮していない。

### (1) 杭本体の非線形回転バネの骨格曲線の表示

杭本体の非線形回転バネの骨格曲線は高靱性能耐震ジョイントに比較して撓み性が少ないこと、およびクラック発生曲げモーメントを考慮する点に特徴がある。すなわち、杭本体の非線形回転バネはクラック発生曲げモーメントまでは回転角が生じないようにする必要があるのである。杭本体の非線形回転バネの曲げモーメント  $M$  と回転角  $\theta$  の関係の骨格曲線を式 (12) に示し、 $\phi 400\text{mm}$  の場合のそれを図-14 に示す。

$$\theta - \theta_c = (a \cdot M) / \left( 1.0 - (b \cdot M)^{(1/m)} \right) \quad (12)$$

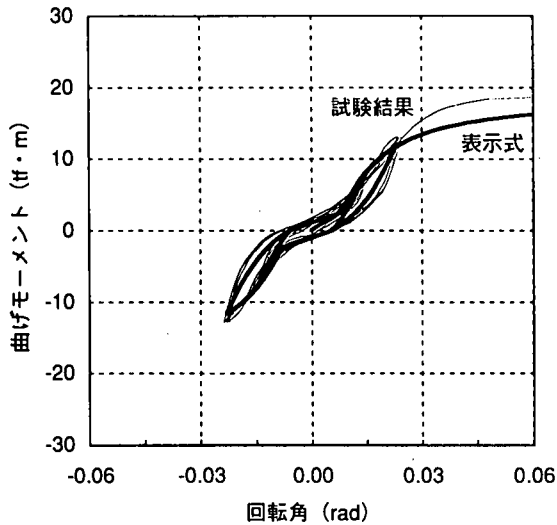
ここに、 $\theta_c$  は双曲線を回転角軸方向に移動するカーブシフト定数で、 $\phi 400\text{mm}$  の場合は  $-0.001$  (ラジアン) としている。

$1/a$  は  $M - \theta$  関係の初期勾配 (tf・m/ラジアン) を表し、高靱性能耐震ジョイントの場合と同様に、作用軸力  $N$  の依存性を考慮して式 (3) のように表示した。ただし、定数は高靱性能耐震ジョイントの場合と異なり、 $\phi 400\text{mm}$  で軸力  $N$  が圧縮の場合は  $c_o = 80.8$ 、 $d_o = 1.0$ 、 $e_o = 7800.0$  で、引張の場合は  $c_o = 73.9$ 、 $d_o = 1.0$ 、 $e_o = 7800.0$  である。

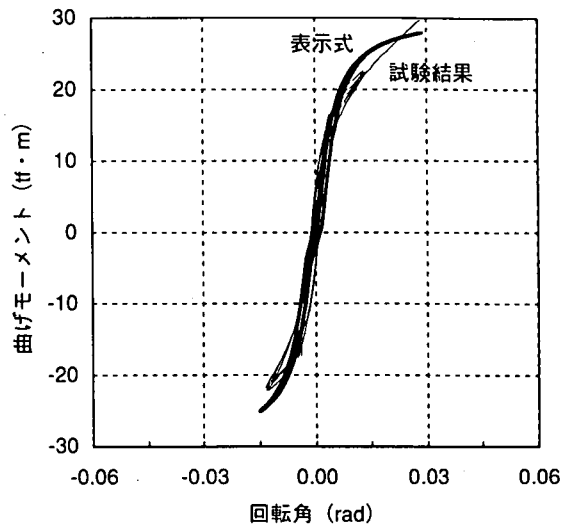
$1/b$  は漸近線用曲げモーメントで、 $M - \theta$  曲線が  $\theta$  の増大とともに漸近していく値であり、高靱性能耐震ジョイントの場合と同様に、作用軸力  $N$  の依存性を考慮して式 (4) のように表示した。この場合の定数は  $\phi 400\text{mm}$  の場合は  $f_o = -0.000407$ 、 $g_o = 180.0$ 、 $h_o = 31.0$  であり、割増係数  $\mu$  の式 (5) の定数  $k_o$ 、 $l_o$  は  $K_o = 0.00033$ 、 $l_o = 0.12$  である。なお、式 (12) の  $n$  はカーブフィット定数で、 $n=0.5$  とした。

前論文における単純曲げ試験の結果と比較すると、曲げ耐力は少し大きめで、回転性能は同程度の結果が得られた。

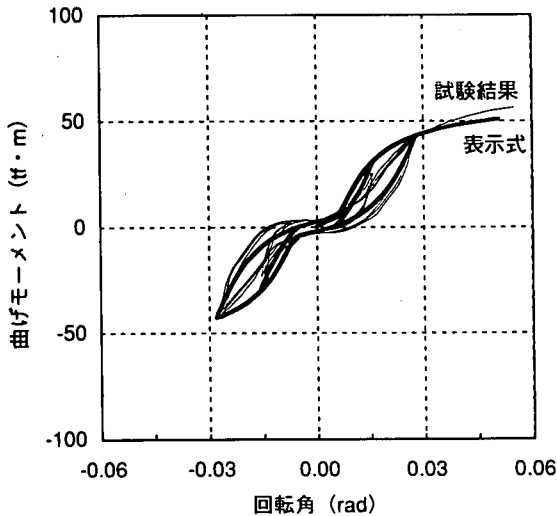




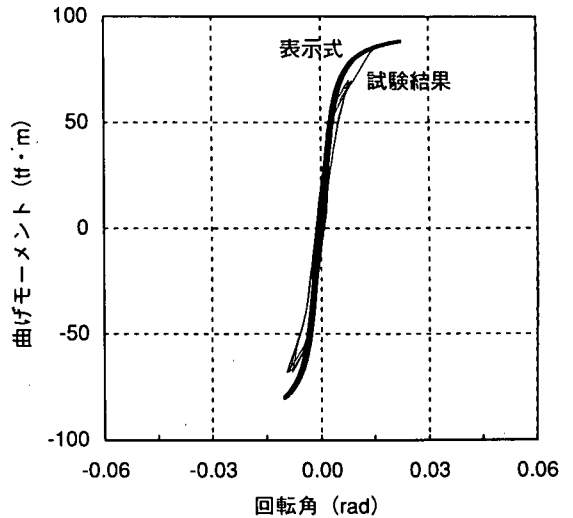
a)  $\phi$  400mm軸力 $N=0$ tf の場合の比較



b)  $\phi$  400mm軸力 $N=120$ tf の場合の比較



c)  $\phi$  600mm軸力 $N=0$ tf の場合の比較



d)  $\phi$  600mm軸力 $N=260$ tf の場合の比較

1tf (9.8kN) 1tf (9.8kN)

図-12 高靱性能耐震ジョイントの表示式による履歴曲線と試験結果の比較 ( $\phi$  400mm,  $\phi$  600mm)

(2) 杭本体の非線形回転バネの除荷曲線の表示

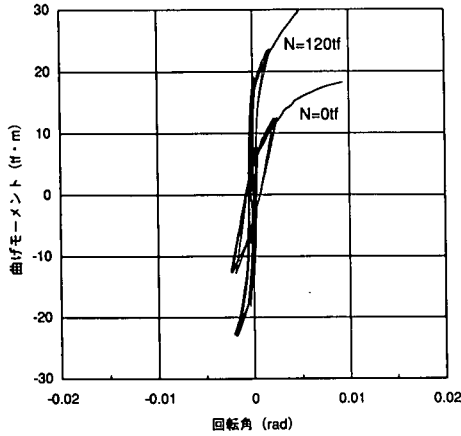
除荷曲線に関しては、軸力が大きい場合の方が残留回転角が小さい傾向が見られ、また、除荷に際しての除荷点 $P_r$ の曲げモーメント $M_{pr}$ 、回転角 $\theta_{pr}$ の値が大きいと、逆に、残留回転角が大きい傾向が見られる。これらの傾向は高靱性能耐震ジョイントの場合とほぼ同様であり、これらを考慮して図-15 a) に示すように除荷曲線を高靱性能耐震ジョイントの式 (7) と同じく式 (13) に示す双曲線で表示した。

$$\theta - \theta_{pr} = \left( a \cdot (M - M_{pr}) \right)$$

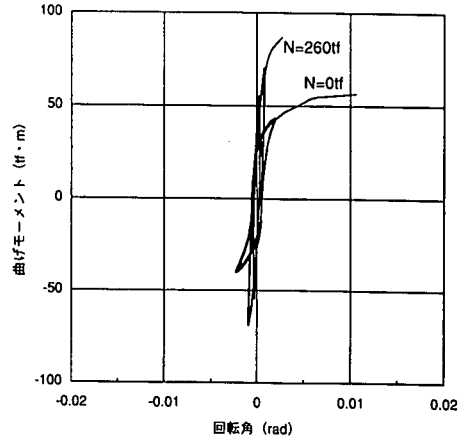
$$\left/ \left( 1.0 - \left( b \cdot (M - M_{pr}) \right)^{1/n} \right) \right. \quad (13)$$

ここで、 $\theta_{pr}$  (ラジアン) および $M_{pr}$  (tf・m) は双曲線を回転角軸方向および曲げモーメント軸方向へ移動させるカーブシフト定数である。すなわち、この式 (13) の除荷曲線は式 (12) の骨格曲線の原点を $P_r (M_{pr}, \theta_{pr})$  に移動した曲線である。

試験結果より、除荷曲線の原点 $P_r$ の回転角 $\theta_{pr}$ を軸力 $N$ に依存させ、軸力が圧縮の正の場合は式 (14-1)、軸力が引張の負の場合は式 (14-2) のように表示した。



a)  $\phi 400\text{mm}$ の杭本体の非線形回転バネ



b)  $\phi 600\text{mm}$ の杭本体の非線形回転バネ

図-13 杭本体の非線形回転バネの受け持ち分の履歴曲線 ( $\phi 400\text{mm}$ ,  $\phi 600\text{mm}$ )

1tf・m (9.8kN・m) 1tf (9.8kN)

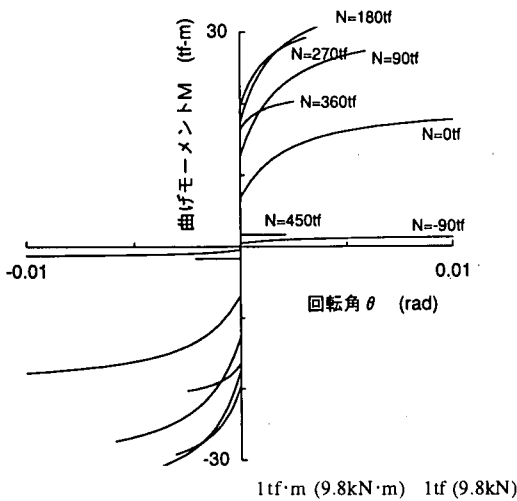
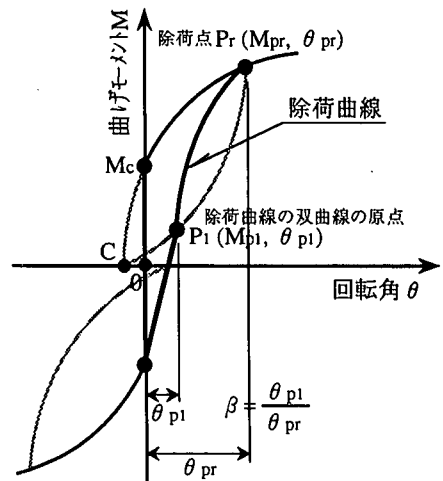


図-14 杭本体の非線形回転バネの各軸力に対する骨格曲線 ( $\phi 400\text{mm}$ )

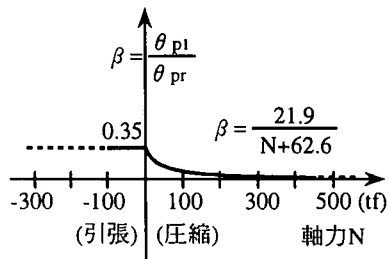
$$\beta = \theta_{p1} / \theta_{pr} = n_1 / (N + n_2) \quad (14-1)$$

$$\beta = \theta_{p1} / \theta_{pr} = n_3 \quad (14-2)$$

ここで、除荷点 $P_r$ の回転角 $\theta_{pr}$ が大きくなるにしたがって $\beta$ は大きくなるので、除荷曲線の原点 $P_1$ の回転角 $\theta_{p1}$ は大きくなる。これにより、残留回転角が大きくなるという傾向を、式(14-1)、式(14-2)は示している。 $n_1$ 、 $n_2$ 、 $n_3$ は定数で、 $\phi 400\text{mm}$ の場合は $n_1=21.9$ 、 $n_2=62.6$ 、 $n_3=0.35$ であり、これを



a) 除荷曲線の双曲線



b) 除荷曲線の双曲線の原点の回転角 $\theta_{p1}$

1tf=9.8kN

図-15 杭本体の非線形回転バネの除荷曲線の表示

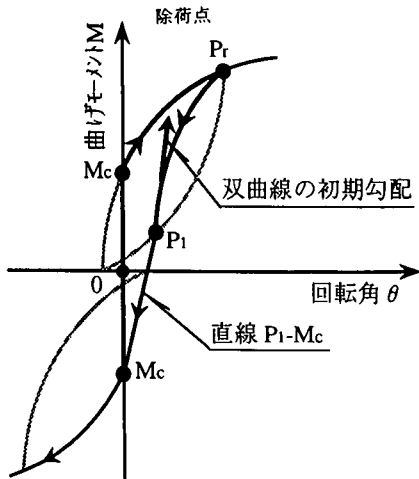


図-16 杭本体の非線形回転バネの履歴曲線の表示

図-15 b) に示す。

一方、式 (13) の初期勾配  $1/a$  は式 (12) での  $1/a$  と同じであり、また、漸近線用曲げモーメント  $1/b$  は式 (12) での  $1/b$  の値を双曲線の原点の位置の曲げモーメント  $M_{P1}$  の値の分だけ式 (10) のように修正する必要がある。

### (3) 杭本体の非線形回転バネの履歴曲線

骨格曲線および除荷曲線をまとめて整理すると、載荷過程では、図-16 に示すように、原点  $0$  からクラック曲げモーメント  $M_c$  までは回転角は生じることなく進み、 $M_c$  以降は式 (12) の双曲線の骨格曲線上を進むものとする。ただし、解析上、 $0-M_c$  間の直線の勾配を無限大とすることはできないので、できるだけ大きい値の  $10^9 \text{tf}\cdot\text{m}$  としている。

除荷過程では、式 (12) の双曲線上の除荷点  $P_r$  ( $M_{Pr}$ ,  $\theta_{Pr}$ ) より、式 (13) の除荷曲線上をこの双曲線の原点  $P_1$  まで下がり、この  $P_1$  より反対側のクラック曲げモーメント  $M_c$  まで直線で進むものとする。反対側のクラック曲げモーメント  $M_c$  に至ってからは再び骨格曲線を進むものとする。再載荷過程では、式 (13) の除荷曲線上からの再載荷の場合は、双曲線の初期勾配  $1/a$  で骨格曲線の交点まで直線で進み、これ以降は骨格曲線を進むものとする。除荷曲線の原点  $P_1$  から反対側のクラック曲げモーメント  $M_c$  までの直線上からの再載荷の場合は、この直線上を進むものとする。

以上、検討してきた杭本体の非線形回転バネの履歴曲線の特性を示す各種定数を  $\phi 400\text{mm}$  と  $\phi 600\text{mm}$  についてまとめて表-2 に示し、図-17 に  $\phi 400\text{mm}$ 、 $\phi 600\text{mm}$  の双曲線の表示による杭本体の非線形回転バネの履歴曲線 (太線) と試験結果 (細線) を比較

して示す。双曲線で良好に近似できることが明らかである。

## 5. 地震応答解析

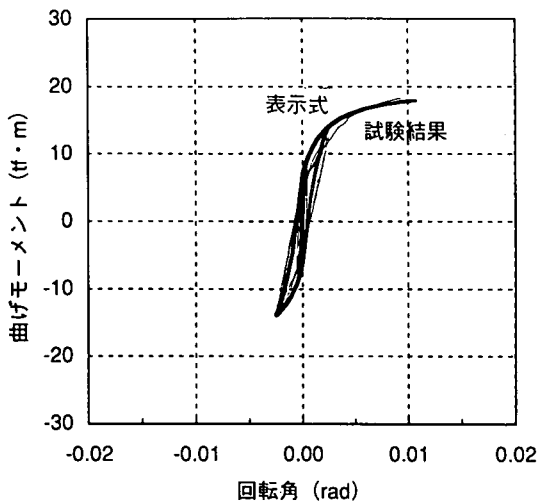
高靱性能耐震ジョイントおよび杭本体の非線形回転バネの双曲線表示を正負交番軸力曲げ試験結果を用いて修正したが、改善されたかどうか、およびYタイプのジョイントの有効性を検証するために、前論文で用いたのと同じ解析モデルを用いて地震応答解析を実施し、前論文の解析結果との比較を行った。本論文の解析上での改善点および相違点を前論文と比較して以下に示す。

- ① 高靱性能耐震ジョイントおよび杭本体の非線形回転バネの曲げ履歴特性は、前論文では載荷過程および徐荷過程とも骨格曲線上を動くものとしたが、本論文では徐荷過程を示す徐荷曲線も考慮するように改善した。また、骨格曲線の曲げ耐力は少し大きめの値となっている。
- ② 軸力が引張の場合の高靱性能耐震ジョイントおよび杭本体の非線形回転バネの特性は、前論文では軸力が  $0 \text{tf}$  の場合の特性を用いたが、本論文では試験結果からの推定により、軸引張の大きさに応じた曲げ剛性と破壊曲げ強度を用いるように改善した。
- ③ 杭本体の非線形回転バネの特性曲線においては、原点からクラック発生曲げモーメントまでの直線の勾配は理論上は無限大であるが、数値解析上、前論文では  $10^9 \text{tf}\cdot\text{m}$  を用いたが、本論文では  $10^9 \text{tf}\cdot\text{m}$  と改善した値を用いた。
- ④ 高靱性能耐震ジョイントは、前論文ではXタイプを用いたが、本論文では変形性能が大きくなるように改良したYタイプを用いた。

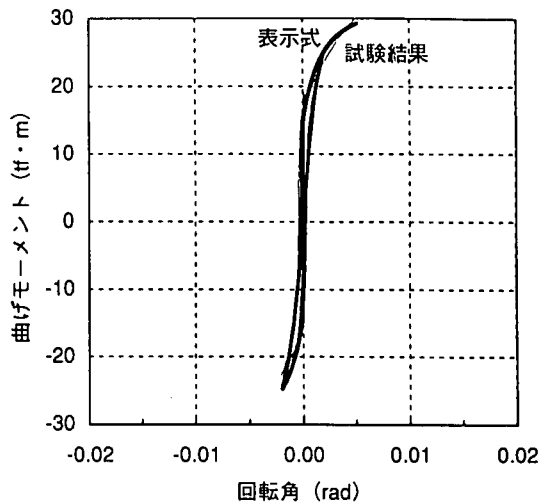
### (1) 地震応答解析モデル

地震応答解析に用いた2次元有限要素モデルを図-18 に示す。杭の配列は上部構造のロッキングによる軸力変動に伴う軸力依存性を考慮できるように、 $\phi 400\text{mm}$ のPHC杭を3列とした。上部構造は道路橋の橋脚部や建物を想定し、高さ6m幅4mで単位体積重量を  $2.5 \text{tf}/\text{m}^3$  とモデル化している。

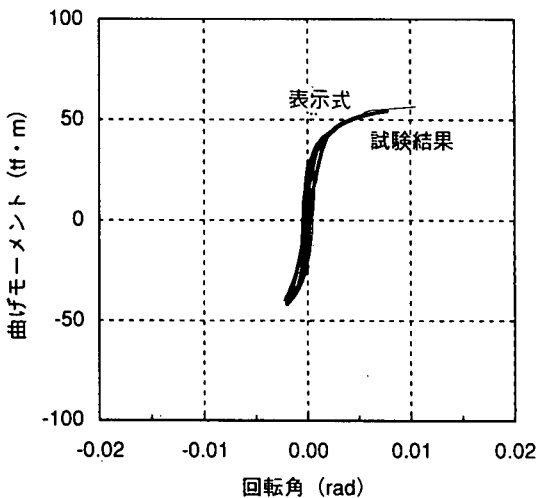
ここでは杭の非線形挙動の検討を主な着目点にしているために地盤を弾性体と仮定した。地層構成は道路橋示方書でいう地盤の固有周期が  $0.2 \text{秒} \sim 0.6 \text{秒}$  の2種地盤を3層と想定し、層厚はそれぞれ、3m, 6m, 6m, セン断波速度  $V_s$  は  $200 \text{m/s}$ ,  $150 \text{m/s}$ ,  $400 \text{m/s}$ , 単位体積重量  $\gamma$  は  $1.8 \text{tf}/\text{m}^3$ ,  $1.7 \text{tf}/\text{m}^3$ ,  $1.8 \text{tf}/\text{m}^3$ , ポアソン比は全層  $0.4$  とし、減衰は一律に  $20\%$  とした。



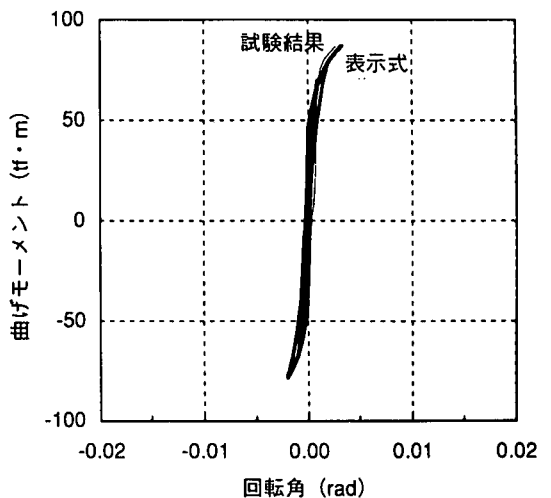
a)  $\phi$  400mm軸力 $N=0tf$ の場合の比較



b)  $\phi$  400mm軸力 $N=120tf$ の場合の比較



c)  $\phi$  600mm軸力 $N=0tf$ の場合の比較



d)  $\phi$  600mm軸力 $N=260tf$ の場合の比較

図-17 杭本体の非線形回転バネの表示式による履歴曲線と試験結果の比較 ( $\phi$  400mm,  $\phi$  600mm)

側方境界は粘性境界で底部は固定境界とし、入力地震動は解析モデルの底部より水平動のみを入力することとした。入力波はエルセントロ波のNS成分とし、加速度の最大値は-15mの固定境界で800 galと最大規模の地震動を想定した。

高靱性能耐震ジョイントは非線形回転バネでモデル化し、杭本体は50 cmの長さの弾性体の梁要素と50cmごとに非線形回転バネを交互に直列に配置したモデルを用いた<sup>8), 9)</sup>。なお、解析では地震動の加速度の取り込みは0.01秒間隔であるが、高靱性能耐震ジョイントや杭本体の非線形回転バネの非線形性を考慮して解析上の時間間隔は0.002秒とした。

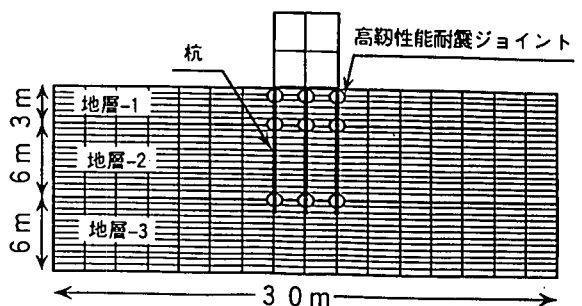


図-18 解析モデル

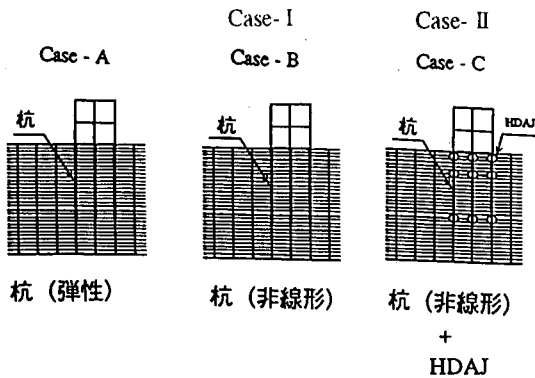


図-19 解析ケース

本論文での解析ケースのCase-I, Case-IIを図-19に示す。Case-Iは杭本体の非線形挙動を示す非線形回転バネを考慮したケースで、前論文のCase-Bと対応し、Case-IIはCase-Iに、構造物の直下50cmおよび地表より-3m, -9mの地層境界に高靱性能耐震ジョイントを計9箇所設置したケースで、前論文のCase-Cと対応する。なお、Case-Aは前論文で杭本体を弾性体としたケースである。

## (2) 地震応答解析結果

### a) 杭および上部構造物の挙動

杭の非線形性を考慮したCase-Iおよび高靱性能耐震ジョイントを設置したCase-IIの杭頭の最大変位は両ケースとも2.71cmを示し、前論文の2.73cmより少し小さめの値を示したが差は小さい。杭は地中にあり、地盤が杭の挙動を大きく支配するために、杭およびジョイントの特性の差は最大変位には顕著に表れない結果となった。表-3には各ケースの上部構造物の左上端部の最大加速度値および最大応答変位値を示す。本論文のCase-I, Case-IIの加速度、変位とも前論文のCase-B, Case-Cより、多少大きめとなっており、今回改善した特性の影響が上部構造の応答に表われたと見ることができる。

### b) 杭本体および高靱性能耐震ジョイント杭の

#### 最大曲げモーメントと最大軸力分布

杭の最大曲げモーメントと最大軸力分布を図-20に示す。図-20 a)にCase-IとCase-Bを重ねて示し、図-20 b)にCase-IIとCase-Cを重ねて示し、それぞれ、図の左が左側杭、真ん中が中央杭、右が右側杭の分布を示す。この並び方は以下の図においても同様である。上が曲げモーメント分布図、下が軸力分布図である。図-20 a)の杭の非線形性を考慮したCase-IとCase-Bの比較では両者の分布形状は類似しているが、曲げモーメントの値が大きく異なっている。この理由は前論文との相違点である①の骨格曲

表-3 上部構造物の左上端部の応答

	最大水平 加速度 (gal)	最大水平 変位 (cm)
Case-I	1854	3.19
Case-II	1838	3.20
Case-B	1803	3.18
Case-C	1778	3.15

線の曲げ耐力が大きめの試験結果あること、②の軸力が引張の場合の曲げ剛性を低下させているため、軸力が圧縮の杭に曲げの負担が大きくなることや左側杭と右側杭で軸力が大きくなった分、軸力依存性により曲げモーメントが大きくなる傾向にあること、および③の杭本体の非線形回転バネにおける原点からクラック曲げモーメントまで直線の勾配の差が影響していると判断している。前論文では一部クラック曲げモーメントに達しない部分があったが、本論文では杭全体がクラック曲げモーメントを越えることとなった。今回の結果の方が杭本体にとって曲げモーメントおよび軸力とも厳しい解析結果を与えることになったが、特に②の解析条件の軸力が引張の場合の曲げ剛性の低下の影響が軸力の増大に顕著に表れた点は前論文の解析より改善されたものと考えている。

図-20 b)の高靱性能耐震ジョイント杭のCase-IIとCase-Cの比較では、変形性能の大きいYタイプのジョイントを用いたCase-IIのジョイント部の曲げモーメントの値は周囲の杭本体の値より小さめかまたは同程度で、Case-Cの地層境界部で見られる曲げモーメントの少し突出した形状とは異なっている。これは、④の変形性能の大きいYタイプの効果が表れたと推察している。

図-20 b)のCase-IIとCase-Cとも杭本体は杭頭を除いてクラック曲げモーメントに達しておらず、図-20 a)との比較からYタイプおよびXタイプのジョイントの変形性能の効果が大きく表れたと見ることができる。この規模の変形に対してはYタイプもXタイプも十分な変形性能を有している。YタイプおよびXタイプの継手の曲げモーメントの低減効果を図-20 b)の曲げモーメントと図-20 a)の曲げモーメントの比、すなわち、Case-II / Case-Iの値およびCase-C / Case-Bの値を一例として、右側杭の継手位置の-0.5m, -3m, -9mで比較すると、前者では0.15, 0.39, 0.20に曲げモーメントが低減し、後者では0.28, 0.43, 0.87に曲げモーメントが低減して

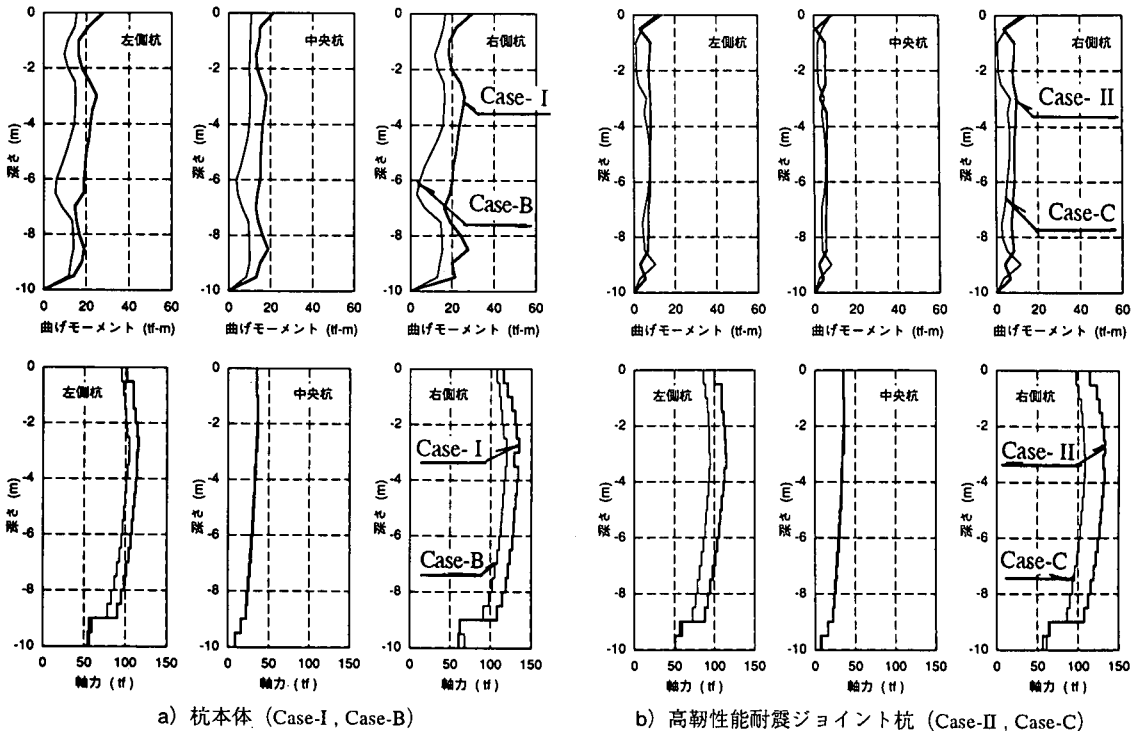


図-20 杭本体および高靱性能耐震ジョイント杭の最大曲げモーメントと最大軸力分布

いる。解析条件に差があるので、これらの比の値でYタイプおよびXタイプの曲げモーメントの低減効果を単純には比較できないものの、定性的には、前者のYタイプの曲げモーメントの低減効果は後者のXタイプより大きいことが分る。

このように、高靱性能耐震ジョイントの効果の大きいことが分るが、もっと軟弱な地盤における大変形に対応するために、ジョイント部の減衰ゴムをさらに厚くし、変形性能がどこまで伸ばせるかは今後の課題であると考えている。

一方、軸力分布は上部構造の自重による軸力と動的応答結果とを重ね合わせて表示している。外側の杭は上部構造のロッキング振動による軸力が加わるために、中央杭と比較し、大きな軸力分布となっている。Case-I、Case-IIともCase-B、Case-Cより軸力が大きくなっているが、この理由として②の軸力が引張の場合の曲げ剛性を低下させたために圧縮側の杭での曲げ負担が増大し、それに伴いロッキングを励起していると見ることができる。

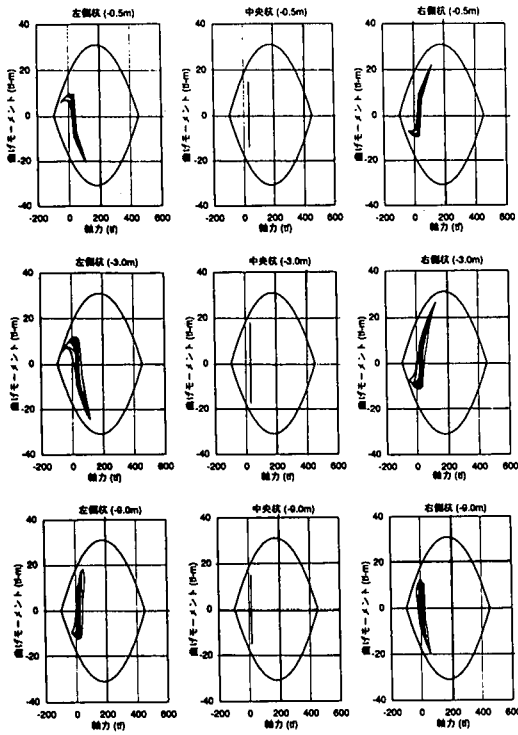
c) 杭本体および高靱性能耐震ジョイント杭の

M - N 履歴

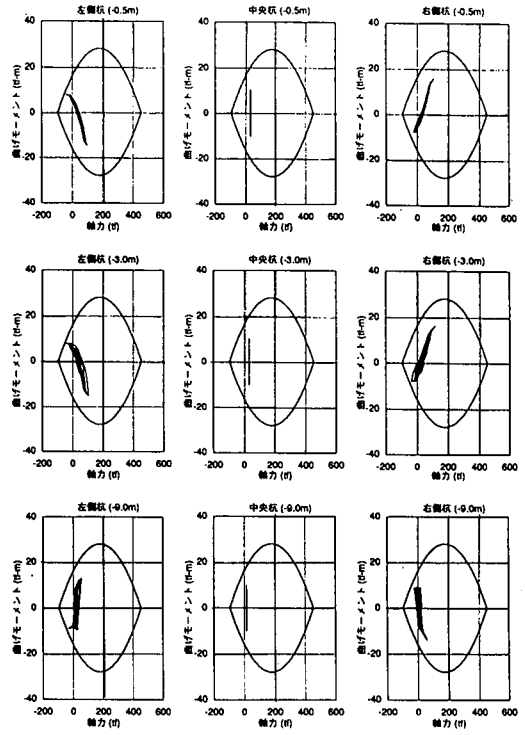
構造物の直下50cmおよび地表より-3m、-9mの位置に作用する曲げモーメントMと軸力Nとの関係を示す時刻歴を図-21に示す。図中の放物線は軸力に

依存する終局曲げモーメント $M_u$ を示し、Case-I、Case-IIではCase-B、Case-Cと比較して最大で3.0tf·m大きい試験結果となっている。杭本体の非線形回転バネの履歴を示すCase-Iの図-21 a)とCase-Bの図-21 b)との比較では履歴曲線に特性の差が見られる。すなわち、Case-Iの杭本体の非線形回転バネの特性には徐荷曲線を考慮しているの、骨格曲線の上を動くものとしたCase-Bと比較して履歴曲線に形状の異なりと幅の広さが見られる。また、軸力が引張側では両者に多少の差が見られるが、これは②に示すように軸力が引張の場合、前論文では軸力0の特性を用いたが、本論文では引張軸力の値に見合った曲げ剛性と破壊曲げ強度を用いたことに起因している。

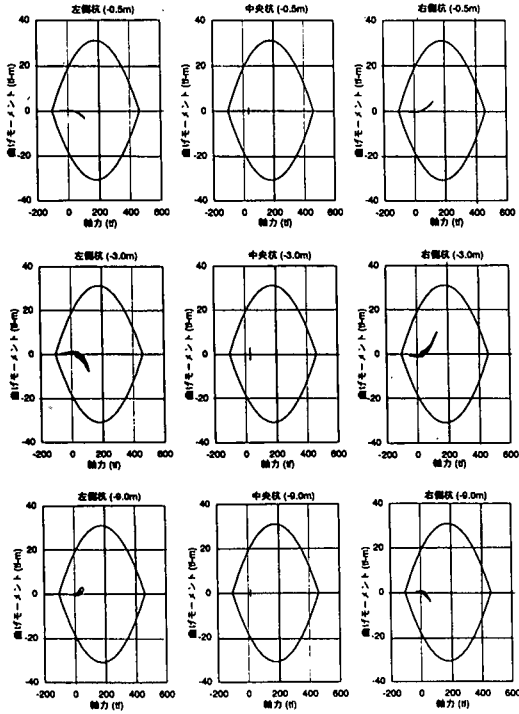
一方、高靱性能耐震ジョイントの非線形回転バネの履歴を示すCase-IIの図-21 c)とCase-Cの図-21 d)との比較では、両者とも変形能力に余裕があるので、この程度の変形では生じる曲げモーメントの値が小さく履歴曲線に大きな差が見られないが、もっと大変形になればその差が顕著に表れると推察される。軸力の引張側では、引張軸力に見合った曲げ剛性と破壊曲げ強度を用いるように改善した影響の差が多少見られる。



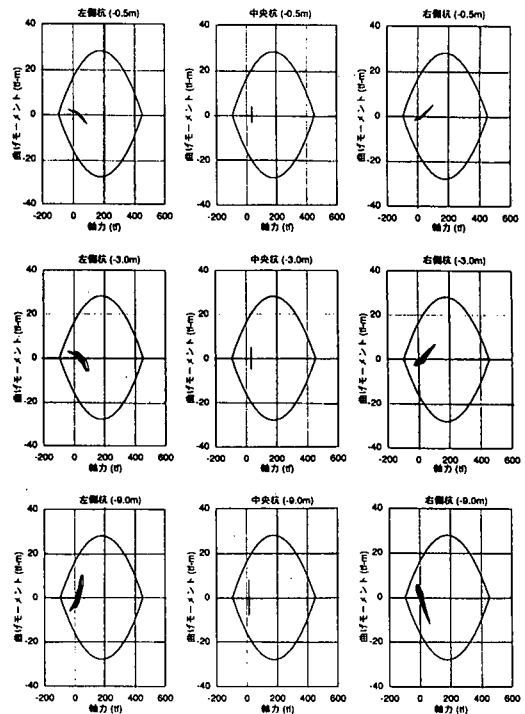
a) Case - I



b) Case - B



c) Case - II



d) Case - C

1tf·m (9.8kN·m) 1tf (9.8kN)

図-21 杭本体および高靱性能耐震ジョイント杭のM-N履歴

#### d) 杭本体および高靱性能耐震ジョイント杭の

##### $M - \theta$ 履歴

構造物の直下50cmおよび地表より-3m、-9mの位置に作用する曲げモーメント $M$ と回転角 $\theta$ との関係を示す時刻歴を図-22に示す。杭本体の非線形回転バネの履歴を示すCase-Iの図-22 a)とCase-Bの図-22 b)との比較では履歴曲線に特性の差が見られる。すなわち、 $M-N$ 履歴の場合と同様、Case-Iの杭本体の非線形回転バネの特性には徐荷曲線を考慮しているので、Case-Bに比較して履歴曲線に形状の異なりと幅の広さが見られ、履歴減衰の大きいことも示している。また、Case-Bでは杭本体の一部にクラック曲げモーメントまで達していないところが残っているために、生じる回転角も小さめとなっている。Case-Iでは軸力が引張側では鍵型の形状を示し、Case-Bと顕著な差が見られるが、これは前述の②に示すように、軸力が引張の場合の取り扱いの差によると見られる。

一方、高靱性能耐震ジョイントの非線形回転バネの履歴を示すCase-IIの図-22 c)とCase-Cの図-22 d)との比較では、 $M-N$ 履歴の場合と同様、両者とも生じる曲げモーメントの値が小さいために、大きな差になっていないが多少履歴曲線に形状の異なりが見られ、履歴減衰の多少の違いも示しているといえる。軸力の引張側では杭本体の場合と同様に多少の差が見られる。

#### e) 最大水平変位時の杭頭の曲げモーメント

右側の杭の軸力が圧縮で杭頭の曲げモーメントが最大になる同時刻での中央杭および左側の杭の杭頭の曲げモーメントの値を表-4に示す。杭本体のCase-Iでの杭頭の曲げモーメントは29.2tf・mとCase-Bの16.8tf・mより大きく、また、Case-Iの右側の杭頭の曲げモーメントの値の左側の杭の値に対する倍率は2.39倍とCase-Bの1.95倍よりも大きい。特に倍率が大きくなった理由は②の軸引張における曲げ剛性の低下を考慮したために、その分、軸圧縮側の杭に負担がかかったことになる。杭が弾性体で軸力依存性等の非線形を考慮しない前論文のCase-Aでは、右側の杭と左側の杭の値は等しく倍率は1.0である。従って、杭を弾性体として扱う場合には非線形解析とこのような大きな差があることを認識しておかねばならない。

一方、高靱性能耐震ジョイント杭の場合は、Case-IIでの杭頭の曲げモーメントは13.0tf・mとCase-Cの14.9tf・mより小さく、Yタイプの効果を示しているが、右側の杭と左側の杭の値の倍率は杭本体の場合と同様、Case-IIで2.51倍とCase-Cの1.86倍よりも大きい。このように継手杭でも杭頭は均等な曲げモー

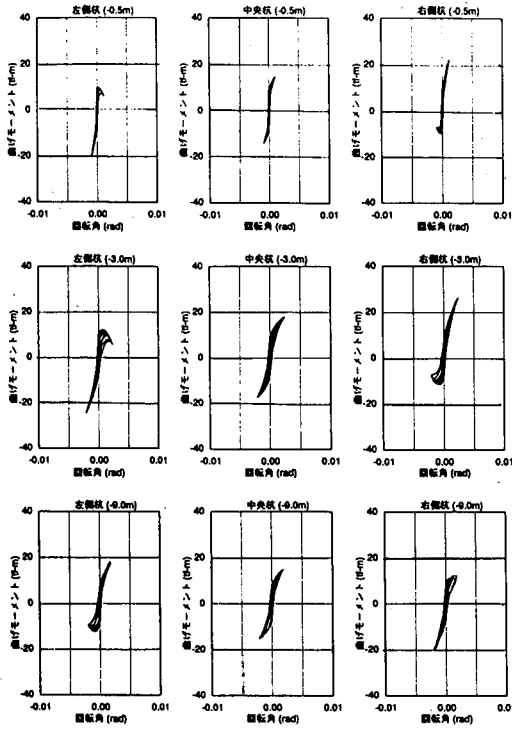
メントが生じることはなく、軸圧縮力の大きい杭に大きな曲げモーメントが生じやすくなっている。杭の特性の改善によって、杭頭の曲げモーメントの倍率が高くなっているが、この結果の方がより現実に近い挙動を示していると判断している。

## 6. 結論

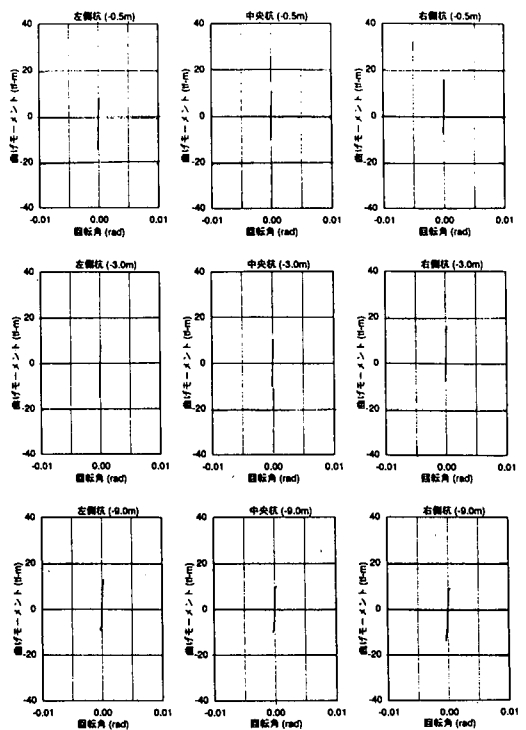
本研究では高靱性能耐震ジョイント杭および杭本体の正負交番軸力曲げ試験を実施し、この試験結果を用いて、地震応答解析で用いる高靱性能耐震ジョイントおよび杭本体の非線形回転バネの曲げ特性を双曲線でモデル化した。さらに、この双曲線表示のモデルを用いて地震応答解析を実施した。それらの結果より得られた結論は以下の通りである。

- ① 高靱性能耐震ジョイントの骨格曲線は正負交番軸力曲げ試験結果から、軸力が小さいと原点近傍で直線の挙動が見られ、軸力が大きくなると見られなくなる傾向がある。載荷曲げモーメントが大きくなるに従って骨格曲線は非線形性を示し、軸力が小さいとその非線形性は顕著であるが、軸力が大きいと脆性的となる。骨格曲線はこのように軸力依存性を顕著に示している。
- ② 高靱性能耐震ジョイントの除荷曲線は軸力が小さいと第1象限では下に凸で、軸力が大きくなると第1象限では上に凸と傾向の異なる形状を示す。除荷曲線のこうした形状より、軸力が大きいと履歴曲線で囲まれる面積が小さく、減衰が少ないことを示し、減衰特性も軸力依存性のあることを示している。
- ③ 曲げ試験結果より、減衰ゴムの厚さを4mmとしたYタイプの改良型高靱性能耐震ジョイントは最終回転角でXタイプの1.5倍程度の回転性能があるので、靱性的視点からはより優れたジョイントといえる。
- ④ 杭本体の非線形回転バネの骨格曲線は高靱性能耐震ジョイントの場合に比較し、回転性能が1/4~1/5と小さく脆性的であり、一方、除荷曲線は第1象限では軸力が小さくても上に凸の曲線形状を示し、減衰の少ない履歴曲線を示している。これは、杭本体にはプレストレスが導入されているので、非線形性を示すものの、その程度は高靱性能耐震ジョイントより小さい。
- ⑤ 杭径が400mmおよび600mmの場合とも高靱性能耐震ジョイントおよび杭本体の非線形回転バネの曲げ特性は同様な軸力依存性を顕著に示している。
- ⑥ 高靱性能耐震ジョイントおよび杭本体の非線形回転バネの履歴特性を示す骨格曲線および除荷曲線の表示は、双曲線と直線との組み合わせにより定性的に試験結果を近似できる。双曲線の原点のシフトや

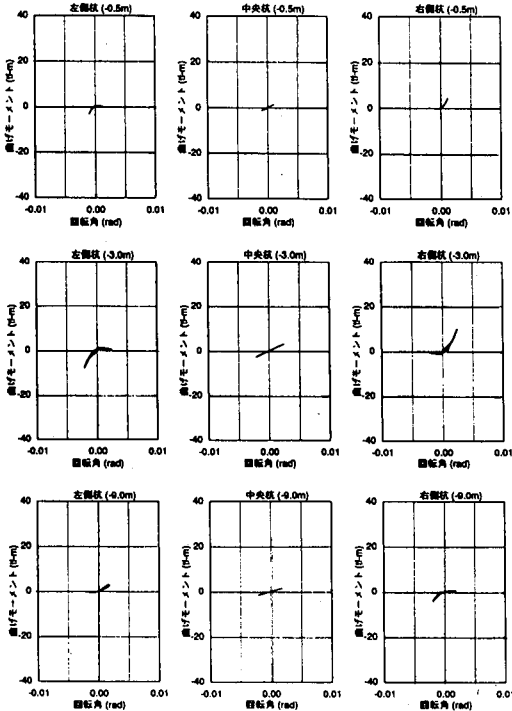




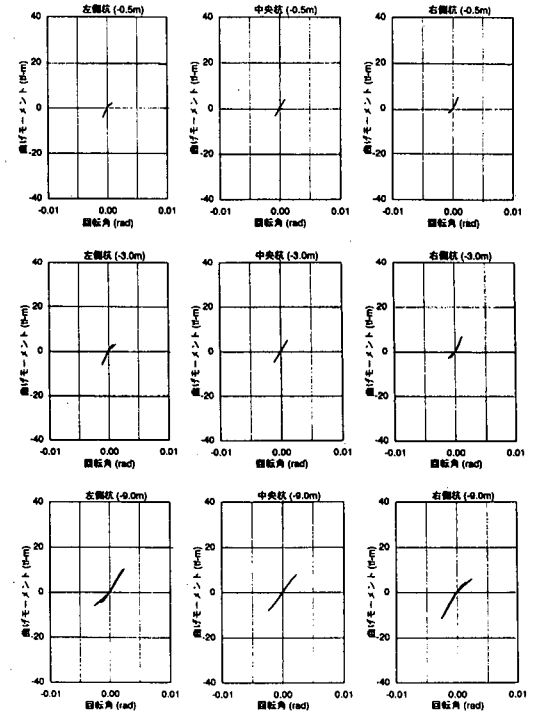
a) Case - I



b) Case - B



c) Case - II



d) Case - C

1tf·m (9.8kN·m) 1tf (9.8kN)

図-22 杭本体および高靱性能耐震ジョイント杭のM-θ履歴

表-4 最大水平変位時の杭頭の曲げモーメント  
1tf・m (9.8kN・m)

	杭頭の曲げモーメント (tf・m)			倍率 右側杭 左側杭
	左側杭	中央杭	右側杭	
Case-I	12.2	21.3	29.2	2.39
Case-II	5.1	8.6	12.8	2.51
Case-B	8.6	10.9	16.8	1.95
Case-C	8.0	8.5	14.9	1.86

直線との組み合わせ等のために必要なパラメータは多いが、今回実施した試験ケースで推定できる。

⑦ 高靱性能耐震ジョイントの設置により、上部構造の応答変位が大きくなるのではないかといたった危惧も考えられたが、解析の結果、Case-I と Case-II の比較で見れば、ジョイントの存在の影響はほとんどなく、何ら悪影響をしないことが分かった。

⑧ 高靱性能耐震ジョイントおよび杭本体の非線形回転バネの特性を改善したことによる特性の差は、杭頭の最大変位に与える影響は小さいが、杭本体に生じる曲げモーメントに与える影響は大きい結果となった。杭に対して厳しい結果となったが、前論文の解析より改善されたものと考えている。

⑨ 高靱性能耐震ジョイントを設置することにより、曲げモーメントの値を大きく低減できており、Xタイプ、Yタイプの高靱性能耐震ジョイントともその有効性を十分示している。特に改良型のYタイプは解析結果の比較から、曲げモーメントの低減効果がより大きいといえる。

⑩ 杭の軸力依存性により、圧縮の軸力が大きくなる外側の杭は分担する曲げモーメントが大きく、破壊しやすい傾向にある。高靱性能耐震ジョイントを用いてもその傾向は変わらないが、曲げモーメントの値は小さくできるので、杭基礎の耐震性をより高めるためには、高靱性能耐震ジョイントの利用が有効である。

以上、高靱性能耐震ジョイントの繰り返し曲げ特性の把握とその特性の双曲線による表示および地震応答解析による高靱性能耐震ジョイントの有効性を示したが、今後、設計に適用できるような基礎資料を得るために、高靱性能耐震ジョイントの数や設置位置の課題、さらに施工上でジョイントの位置がずれた時の影響および柔らかい地盤で変形が大きい場合等の課題に対して、引き続き検討していく考えである。

謝辞：本研究を進めるに当たって、貴重な助言と多大な協力を頂いた元無溶接継手研究会ならびに同研究会会長の伊藤吉孝氏に心より感謝の意を表します。

#### 参考文献

- 1) 河村壯一, 西沢敏明, 和田暉暎: 20年後の発掘で分かった液状化による杭の被害, Nikkei Architecture, Vol.7/29, pp.130-134, 1985.
- 2) 杉村義広, 大岡弘: 1978年宮城県沖地震による既製コンクリート杭の被害調査報告, 建築研究資料 No.31, 1981.
- 3) 大岡弘: 兵庫県南部地震における建物杭基礎の被害の特徴, 地震工学振興会ニュースNo.149
- 4) 宮坂享明, 三浦房紀, 平田大三: 高靱性能耐震ジョイント杭の開発とその側方移動する液状化地盤に対する応答, 土木学会論文集, No.513/I-31, pp.201-211, 1995.4.
- 5) 宮坂享明, 三浦房紀, 平田大三: 改良型高靱性能耐震ジョイント杭の液状化による地盤の側方移動に対する応答, 土木学会論文集, No.525/I-33, pp.287-298, 1995.10.
- 6) 泉博允, 三浦房紀, 宮坂享明, 福嶋研一: 高靱性能耐震ジョイント杭の地震時有効性について, 土木学会論文集, No.577/I-41, pp.191-203, 1997.10.
- 7) Miyasaka T., Miura F., and Izumi H.: Behavior of the high ductility aseismic joint spliced pile subjected to cyclic loads, Proc. of the sixth Japan-U.S. workshop on earthquake resistant design of lifeline facilities and countermeasures for soil liquefaction, Technical Session IX-5, 1996.
- 8) Stewart H.E., Miura F., and O'Rourke T.D.: Pile damage due to large ground displacement, Proc. of the first Japan-U.S. workshop on liquefaction, large ground deformation and their effects on lifeline facilities, pp.99-126, 1988.
- 9) Miura F., and O'Rourke T.D.: Nonlinear analyses of piles subjected to liquefaction-induced large ground deformation, Proc. of the third Japan-U.S. workshop on earthquake resistant design of lifeline facilities and countermeasures for soil liquefaction, pp.497-512, 1990.

(1997.12.18受付)

# NONLINEAR CHARACTERISTICS OF THE HIGH DUCTILITY ASEISMIC JOINT SPLICED PILE AND THOSE MODELING FOR SEISMIC RESPONSE ANALYSIS

Hiromitsu IZUMI , Fusanori MIURA ,  
Takaaki MIYASAKA and Ken-ichi FUKUSHIMA

Instead of traditional welding splicer, a High Ductility Aseismic Joint(H.D.A.J.) was newly developed for the pile splicing. In order to gain the elementary characteristics of the H.D.A.J. spliced pile, which is necessary for the dynamic response study, authors performed a series of cyclic load experiments. Based on the experiment result, comparison and examination are performed on behavior subjected to cyclic loads between the traditional pile and the H.D.A.J. spliced piles. The nonlinear characteristics of the H.D.A.J. were assumed to be hyperbolic curves based on these cyclic load experiments. The bending moment induced in piles will be remarkably reduced by introducing the H.D.A.J. which implied that the H.D.A.J. increased the safety on pile foundation system during the strong ground motion by far.