

# 大口徑鋼管ぐいの試験報告

渡 辺 清 治  
金 谷 祐 二  
佐 藤 寛  
宮 崎 祐 助

## 概 要

構築物の重量化と、加えて企業の埋立地など軟弱地盤地域への進出に伴い、基礎ぐいもまた、大口徑・長尺ぐいの施工が要求されるようになった。

大口徑・長尺ぐいの採用によって、ぐい1本当りの支持力の増加はもちろん、従来あまり期待できなかった水平力や引き抜き力の負担も考えられるようになったが、反面、硬質地盤内への貫入、地震時の挙動など設計・施工面での新たな問題も出てきた。

本文はこのうち、大口徑の鋼管ぐいについて設計・施工上の基本的な資料を得る目的で実施した一連の試験結果に関する報告である。

## 1. 試験概要

本試験工事は、昭和44年2月～4月にかけて、東北電力新仙台火力発電所建設予定地と中国電力玉島火力発電所建設用地において実施されたもので、試験項目および試験ぐいの概略は表一1、図一1に示す通りである。

新仙台火力での試験（試験ぐい、 $\phi$ : 812.8mm, t: 12.7&16.0mm, 打ち込み深さ11.7m）は、硬質地盤（砂岩）中にぐいを約2m貫入させることが基礎設計の条件となっていたため、肉厚の異なる2種類6本の試験ぐいを用いて、本工事での施工管理のための資料としてぐい打ち試験、ぐい打ち時のぐい体応力の測定と設計上の検討資料として、ぐいの引き抜き抵抗および

| 試験地                   | 試験項目       | 試験ぐいの諸元(mm)  | 備 考                                    |
|-----------------------|------------|--|--|
| 新<br>仙<br>台<br>火<br>力 | ぐい打ち試験     | $\phi$ : 812.8, $l$ : 16,000, t: $\frac{12.7}{16.0}$ | t: 16.0とt: 12.7の各3本ずつ計6本について実施         |
|                       | ぐい体の打撃応力測定 | $\phi$ : 812.8, $l$ : 16,000, t: 16.0                | ストレインゲージ16枚貼付                          |
|                       | 引き抜き試験     | 同 上  | 試験終了後、ぐいを引き上げぐい体を観測                    |
|                       | 水平加力試験     | 同 上  | 2断面計23枚ストレインゲージを貼付                     |
| 玉<br>島<br>火<br>力      | ぐい打ち試験     | $\phi$ : 812.8, $l$ : 24,000, t: 12.7                | 各ぐいについて実施                              |
|                       | 試験ぐいの較正試験  | 同 上  | ストレインゲージを貼付したものについて実施                  |
|                       | 鉛直載荷試験     | 同 上  | 4断面計44枚ストレインゲージ貼付ぐい頭、先端部、管内土の沈下量を測定    |
|                       | 水平加力試験     | 同 上  | 土圧計、ストレインゲージ取付、2本のぐい頭をコンクリートで剛結した基礎で実施 |
|                       | 振動試験       | 同 上  | 同上の基礎と、ぐいのない基礎で実施し、比較・検討した。            |
|                       | 発破試験       | 同 上  | 同 上                                    |

表一1 試験項目と試験ぐいの諸元

横抵抗などについて調査した。

玉島火力における試験（試験ぐい、 $\phi$ : 812.8mm, l: 24m, t: 12.7mm, 打ち込み深さ 23.5m）では、長期許容支持力の確認とくいの支持力機構および先端部の閉塞効果をしらべるとともに、さらに、2本のくいの頭部をコンクリートで剛結した基礎の静的な横抵抗、動的な振動性状などについて調査した。

このうち、本文では新仙台火力で実施したくい打ち時の打撃応力、引き抜き試験、火平加力試験、および玉島火力での鉛直載荷重試験の結果について報告し、その他の試験結果に関しては、さらに詳細な解析・検討を加えて次の機会に報告したいと考えている。

## 2. 試験地の地盤状況

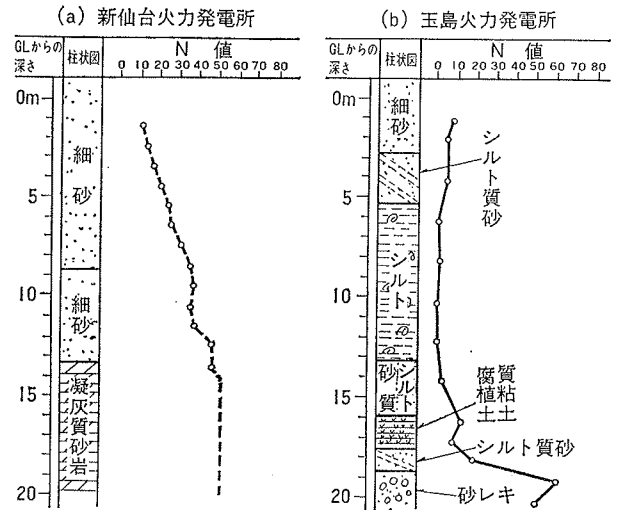
新仙台火力建設用地は、宮城県仙台市由野地内に位置しており、図一2(a)にそのボーリング柱状図を示した。この図にみられるように、当地盤は深さ 10m 前後まで漂砂が堆積しており、上部 1m 程度は非常にゆるく、場所によっては  $N < 10$  といったところもみられるが、深さと共に  $N$  値が増大し、深さ 10m では  $N = 35 \sim 50$  に達している。

深さ 10m 以下は、 $N = 40 \sim 50$  もしくはそれ以上を示す細砂が層厚約 4m 堆積し、以下凝灰質の砂岩層に達する。

これら細砂層は、0.3mm 前後の土粉子はその大部分を占め、均等係数は 3~5 を示す非常に粉度配合の悪いもので、 $N$  値 30 もしくはそれ以上を示す下部層はよいとしても、 $N < 10$  といった地層は不安定で地震時の液状化現象が懸念される。

玉島火力は、岡山県倉敷市玉島乙島地内に位置し、現地で行なわれた地盤調査の報告書から、地盤状況に関する記述を転載すると、「当地の地盤は盛土あるいは掘削工事のため地表部に起伏があって、場所によって各層の分布深度に差異があるが、各層の分布状況はほぼ水平である。また、地質構成は G.L.-16m 付近を境にして上部が軟弱な沖積層、下部が強度的に良好な洪積層となっている。沖積層は地表部の 4~5m がゆるい砂層であり、それより下部にはシルト分をかなり多量に混入した不均質な細砂層（層厚 2m 強）が分布している。また、洪積層は、この細砂層の下位に分布し、最上部に腐植土および火山灰土が薄く覆う硬質粘土が 2m 前後の層厚で広く分布している。この洪積世の硬質粘土の下位は、1m 強の砂層となっているが、本層はシルトが全体的に混入し、含水量は非常に多いがかなり締っている。砂レキ層は、この 1m 強の砂層の下に分布している。本層の大部分は、径 1~3cm の

レキが占め砂分は少なく、 $N$  値も 50 以上ありくいの支持層として信頼性の高い地層といえよう」としている。



図一2 試験地点のボーリング柱状図

## 3. くい打ち時の打撃応力測定(新仙台火力)

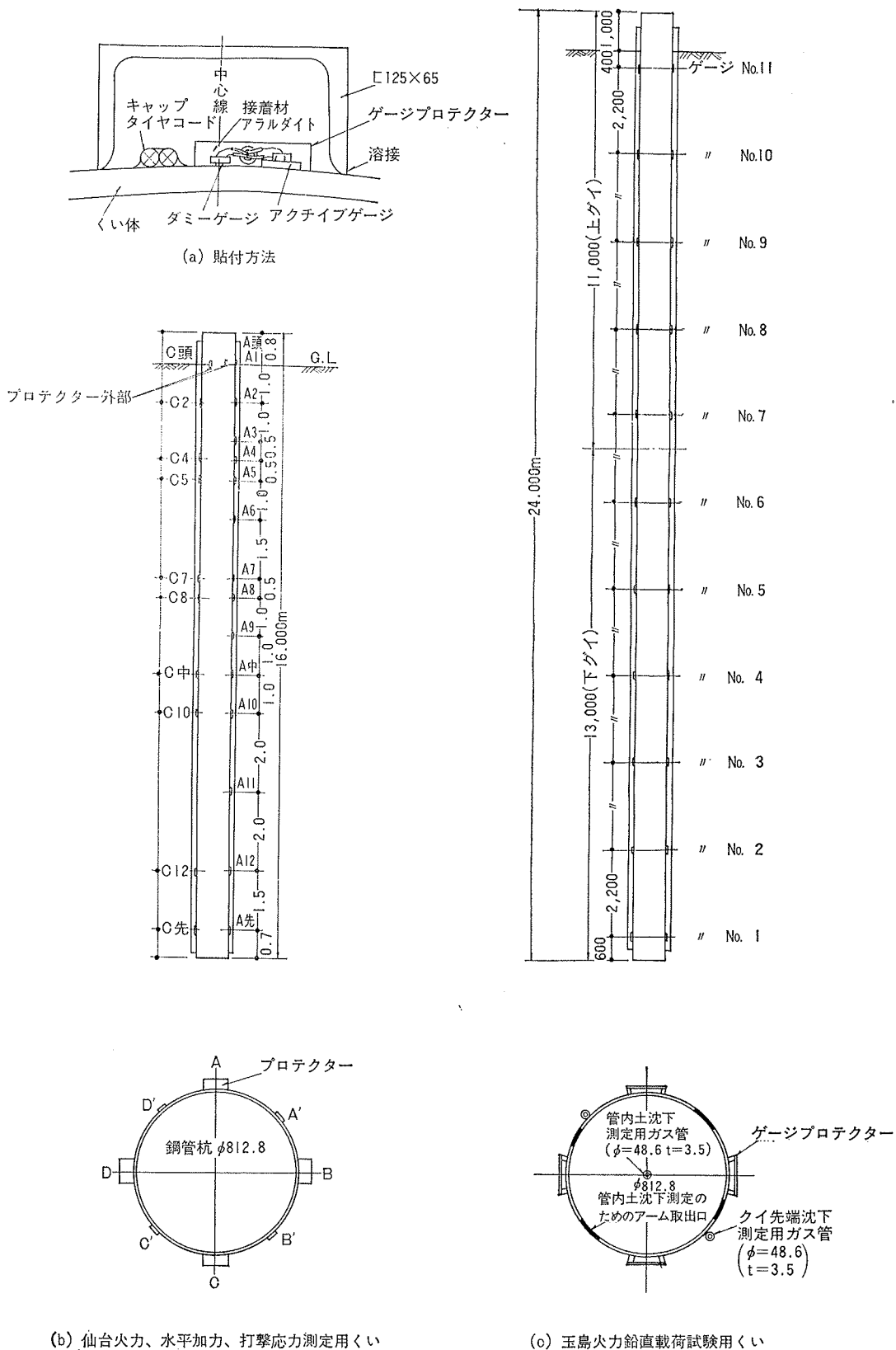
本試験は、硬質地盤内にくいを打ち込むという設計意図に対して、くい打ち試験の結果と合せ本工事での施工管理の資料を得る目的で行なったもので、くい打ち時のくい材の安全性を確認するとともに打撃応力の分布性状について調査した。

打撃応力測定用のストレインゲージ貼付位置は、図一1(a)に示した通りくい先端から 0.7m (先端部)、7.2m (中央部) およびくい頭から 0.8m (頭部) の 3ヶ所 4断面、計12点と、ゲージプロテクターの影響を調査する意味でくい頭部のプロテクターの影響のない部分にゲージを 4点貼付した。

測定は、くいの打ち込み深さ 4m から開始し、打ち込み深さ 2.0m, 1.0m, 0.5m, 0.25m, 0.10m ごとに 15.7m まで計17回行ない、このうち、打ち込み深さ 14.5~15.7m でプロテクターの影響調査を行なった。

打撃応力の分布を図一3に示したが、ここにみられるごとく、地上部のくい体に作用する応力度分布はほぼ一様で、くい頭部の応力度に類似した値を示している。

一方、地中部のくい体応力は、貫入深さが増すにしたがって減少する傾向にあった。この減少率は、もちろん地盤の硬軟の度合によって異なるものであろうが、当地盤では、打ち込み深さ 4.0m~15.5m の間でくい頭部の応力度の 33~58% 程度の値が先端部の応力度として記録された。これらの結果は一応常識的にな



図一 ストレインゲージの貼付方法と位置

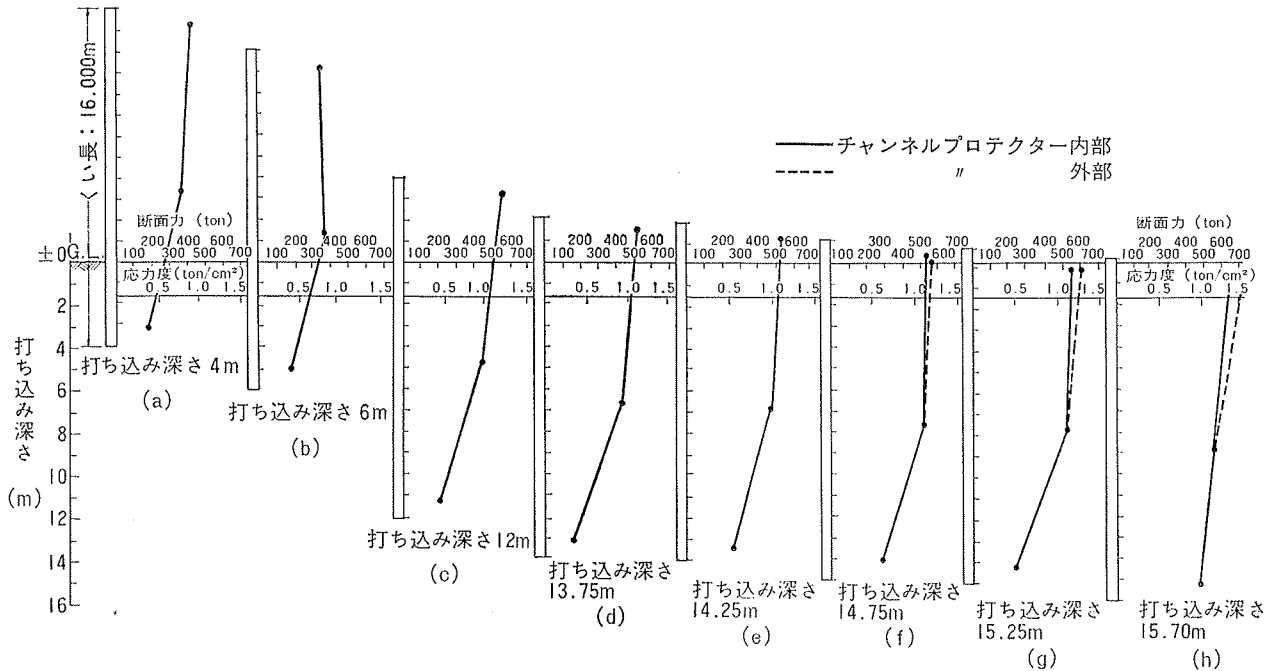


図-3 くい体打撃応力の分布

ずけるものであるが、くい先端部が支持層（砂岩）に貫入したと考えられる頃からの応力度分布は、図-3 (h) にみられるように、頭部と先端部とにあまり差がなく、応力度の減少割合が小さくなっている。これは、先端部の貫入抵抗が増大したためと考えられ、換言すれば、打ち込みエネルギーはほとんどくい先端に伝達しており、反面、貫入量は非常に小さく、単にくい体に衝撃荷重を作用させているにすぎない状態といえよう。ちなみに、本試験ぐいのくい打ち試験の結果は、記録用紙上での1打撃当りの最終貫入量 1.6mm、リバウンド量 7.0mm であった。

しかしながら、本試験でのくい打ち時の最大応力度は 1.57ton/cm<sup>2</sup> 程度であって、チャンネルプロテクターの断面増を考慮しても、くい材の降伏強度 2.4ton/cm<sup>2</sup> を超えることはまずないと考えられた。

参考までに、打撃エネルギーのつり合いを考慮した計算式からくい頭部の打撃応力度を算定すると表-2 のようになり、実測結果と比較的よく一致していた。

また、チャンネルプロテクターの影響によるくい頭部の応力度の差は、計算値でほぼ 2%、実測値で 7~

11% 程度であった。

なお、打撃応力度の計算値は次式から算定した。

$$\sigma = \frac{e\sqrt{2E_P \cdot \gamma_P \cdot h}}{1 + \frac{A_P}{A_H} \sqrt{\frac{E_P \cdot \gamma_P}{E_H \cdot \gamma_H}}} \quad (\text{ton/cm}^2)$$

ここに、

$\sigma$ : くい頭に生じる打撃応力度 (ton/cm<sup>2</sup>)

$A_H, A_P$ : ハンマーおよびくいの断面積 (cm<sup>2</sup>)

$E_H, E_P$ : ハンマーおよびくいのヤング係数

(t/cm<sup>2</sup>)

$\gamma_H, \gamma_P$ : ハンマーおよびくいの単位体積重量

(ton/cm<sup>3</sup>)

$h$ : ハンマーの落下高さ (cm)

$e$ : 効率、一般に 0.6 をとる

#### 4. 引き抜き試験 (新仙台火力)

試験は、試験ぐいの打ち込み時に攪乱された周辺地盤の回復期間を十分おいたのち、次のように緩速繰返し方式で行なった。

第1サイクル 0—40—0 [単位: ton]

第2サイクル 0—80—0

第3サイクル 0—120—130—140—0

第4サイクル 0—146→極限

試験結果を図-4, 5 に示したが、ここで特に興味深く感じたのは図-4 の引き抜き量—時間の関係で、同一引き抜き力のもとでの引き抜き量がある程度時間が経過すると逆に減少する、すなわち、くいが引き込まれるような現象がみられたことで、この傾向は極限状態近くまで続いた。

| ハンマーの<br>落下高さ<br>(cm) | 計算打撃応力度 t/cm <sup>2</sup>        |                                    | 実測打撃応力度 t/cm <sup>2</sup> |              |
|-----------------------|----------------------------------|------------------------------------|---------------------------|--------------|
|                       | プロテクター有<br>A=469 cm <sup>2</sup> | プロテクター無<br>A=400.5 cm <sup>2</sup> | プロテ<br>クター内部              | プロテ<br>クター外部 |
| 180                   | 1.19                             | 1.21                               | 1.13                      |              |
| 200                   | 1.27                             | 1.29                               | 1.14                      |              |
| 220                   | 1.33                             | 1.35                               | 1.20                      | 1.28         |
| 260                   | 1.39                             | 1.41                               | 1.38                      | 1.58         |

表-2 くい頭部の打撃応力

図一5は引き抜き量と引き抜き力の関係を両対数用紙に記入したもので、これから降伏、極限荷重はそれぞれ 108ton, 146ton と判定された。

長期許容引き抜き力は、極限荷重の $1/3$ もしくは降伏荷重の $1/2$ のいずれか小さい方をとるとすれば、1本当たり 49ton となる。

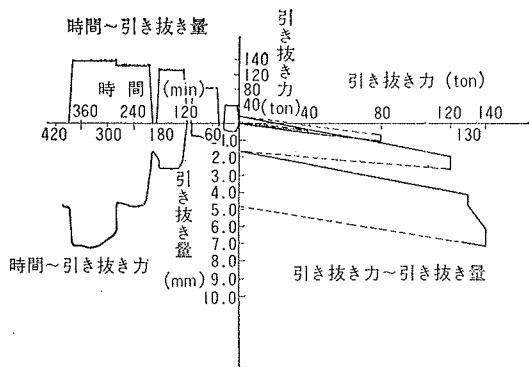
短期許容引き抜き力としては、降伏荷重かまたは最大引き抜き荷重の $2/3$ のうち、いずれか小なるものとすれば、1本当たり 84ton となる。また、日本道路協会下部構造設計指針式からこれを求めると1本当たり 70ton となる。

日本道路協会指針式

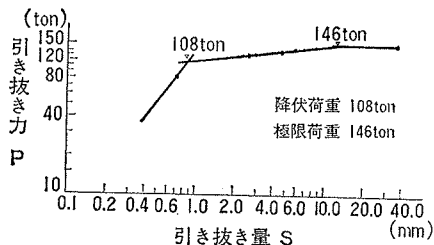
$$R_{at} = W_P + \frac{R_{t1} - W_P}{F} \text{ (ton/Pile)}$$

ここに、

$R_{at}$ : ぐいの短期許容引き抜き力 (ton/Pile)



図一4 引き抜き試験結果図



図一5 引き抜き試験における log p-log s 曲線

$W_P$ : ぐいの浮力を差し引いた自重 (ton)

$R_{t1}$ : 引き抜き試験による極限荷重 (ton)

F: 安全率, 良質な砂層では  $F=2$

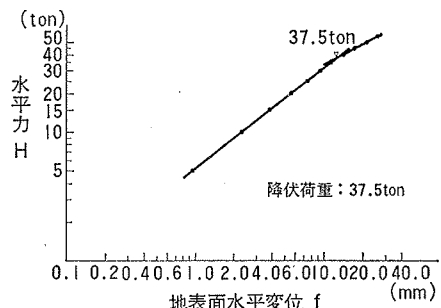
なお、試験後バイブロハンマーで試験ぐいを地上に抜き上げ観測したところ、ぐい先端部が約 1.2m にわたって破損していた。破損の状況から判断すると、支持層である砂岩の上部に硬い転石があり、これに当たったまま打ち込みが続けられたため破損したのではないかと考えられる。このぐいのぐい打ち試験結果を再検討したところ、打ち止まり近辺でのリバウンド量がそれよりも浅いところのものにくらべて減少しており、先端部の破損をうらずけるような傾向を示していた。

本試験ぐいの最終貫入量は 1.4mm で、先の打撃応力の測定結果からも考え合せ、最終貫入量を 2mm 以下とした場合には鋼ぐいでもぐい材の破損が考えられ、かえって不利といえよう。

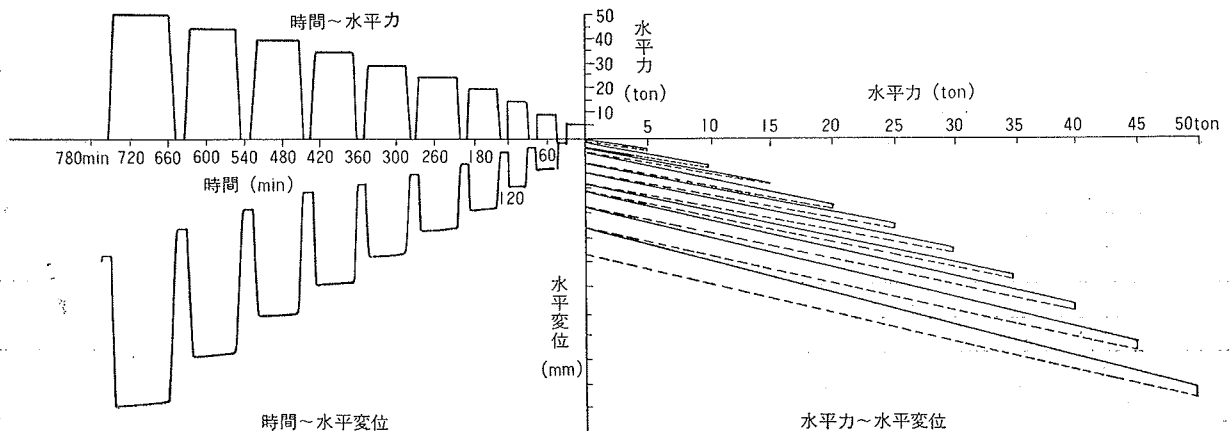
### 5. 水平加力試験 (新仙台火力)

本試験では、ぐい体の地表面変位を実測し、これをもとにして Y. L. Chang の式から地中部のぐい体変位、曲げモーメントおよび横方向地盤係数を算定し、これとワイヤーストレインゲージによる応力測定の結果を比較検討した。

試験は、最大水平力 50ton を 10 サイクルにわたって、1 サイクル 5ton ピッチの緩速繰返し加力方式で行な



図一7 log H-log f 曲線



図一6 水平荷重試験結果図

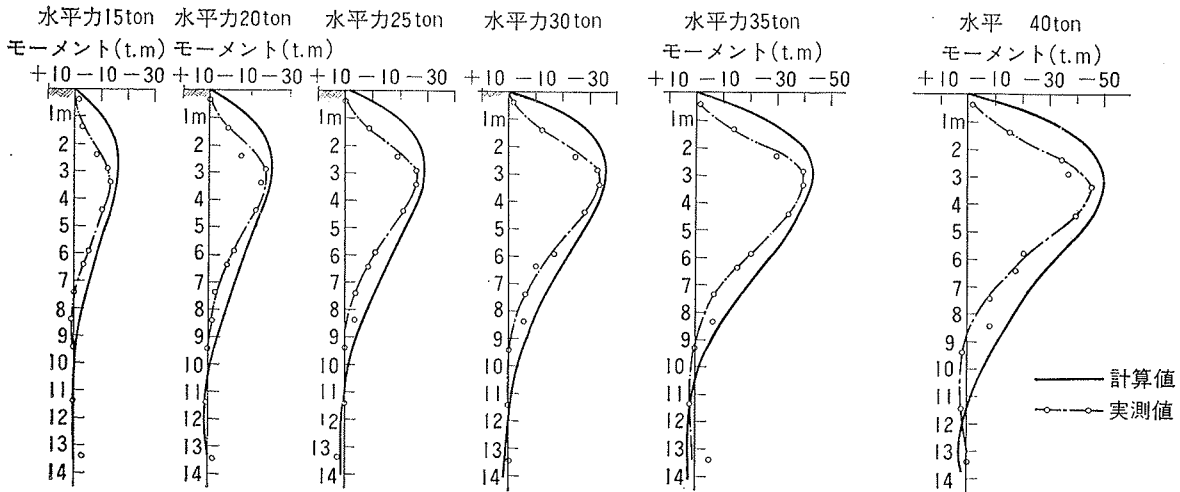


図-8 クイ頭変位から算定した地中部曲げモーメントと実測値との比較

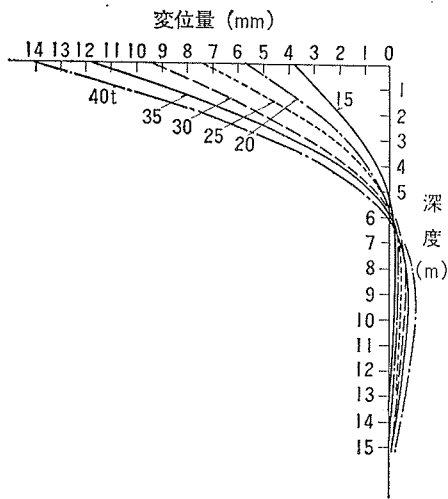


図-9 クイ頭変位量とそれから求めたクイの地中変位。試験結果を図-6, 7に示したが、本くいの降伏荷重は 37.5ton で、このときのくい頭の水平変位量は 13mm であった。

次に、各荷重階における地表面変位から Y.L. Chang の式を用いて横方向地盤係数、地中部くい体変位および曲げモーメントを算定し、この結果を図-8~10、表-3にとりまとめた。

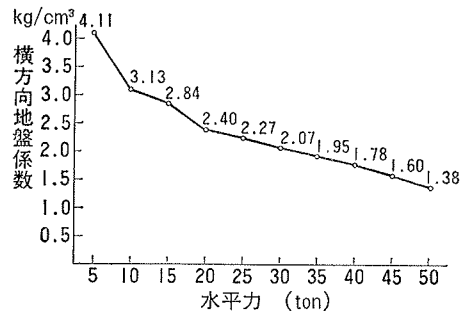


図-10 水平力と横方向地盤係数の関係

これによると、当地盤の特性長は、水平力 5~50ton の間で 3.15~4.13m の範囲にあり、地表面からこの深さまでの地層がくいの横抵抗に最も支配的な影響を与えるものと考えられる。

また、横方向地盤係数は、図-10に示した通り水平力 5~50ton の間で 4.11~1.38 kg/cm<sup>2</sup> と変化しているが、降伏荷重から判断して、実用的には 2.0 kg/cm<sup>2</sup> 程度が妥当であろう。

図-8は、地中部くい体曲げモーメント分布の計算値と実測結果を比較したものであるが、この種の現場実験としてはよく一致していた。この傾向は、筆者らの他の試験結果にもみられたもので、単ぐいとしての

| 水平力 (ton) | 拘束状態  | くい頭変位(mm) | 第1不動点(m) | 地中部 Mmax. 計算値 (t.m) | 地中部 Mmax. 実測値 (t.m) | 特性長 (m) | 横方向地盤係数 (kg/cm <sup>2</sup> ) |
|-----------|-------|-----------|----------|---------------------|---------------------|---------|-------------------------------|
| 15        | くい頭自由 | 3.80      | 5.42     | 16.68               | 13.9                | 3.45    | 2.84                          |
|           | くい頭固定 | 1.90      | 8.12     | 5.38                | —                   |         |                               |
| 20        | くい頭自由 | 5.68      | 5.68     | 23.19               | 20.8                | 3.60    | 2.40                          |
|           | くい頭固定 | 2.84      | 8.48     | 7.48                | —                   |         |                               |
| 25        | くい頭自由 | 7.42      | 5.73     | 29.42               | 26.0                | 3.64    | 2.27                          |
|           | くい頭固定 | 3.71      | 8.60     | 9.49                | —                   |         |                               |
| 30        | くい頭自由 | 9.50      | 5.86     | 36.09               | 32.9                | 3.73    | 2.07                          |
|           | くい頭固定 | 4.75      | 8.79     | 11.64               | —                   |         |                               |

表-3 試験結果一覧表

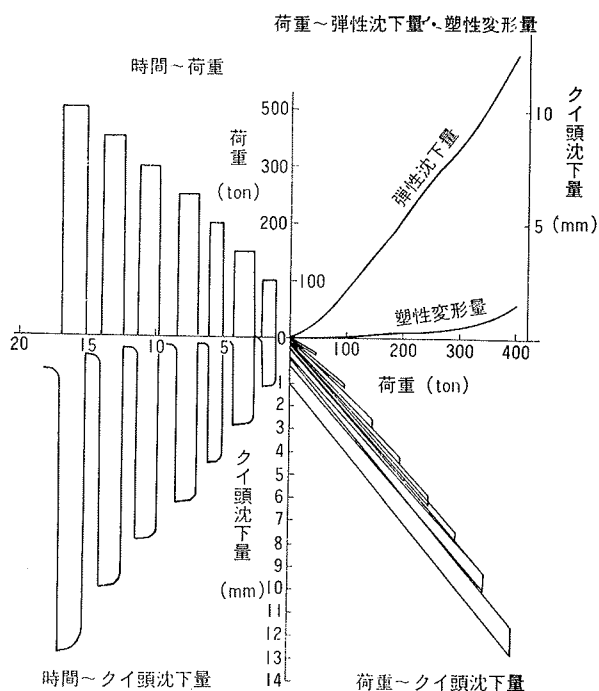


図-11 鉛直載荷試験結果

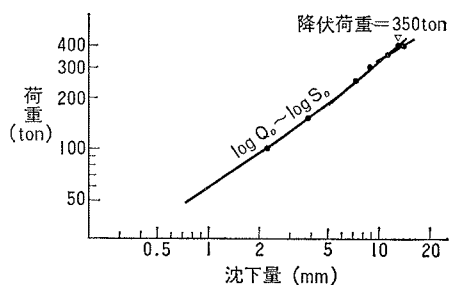


図-12 log Q<sub>0</sub> ~ log S<sub>0</sub> 曲線

ぐいの横抵抗を考える場合には、Y.L. Chang の式は信頼性の高いものといえよう。したがって、図-9に示したぐい体の地中部変位および表-3に示したぐい頭固定としたときの計算値も実用的なものと考えてよいであろう。なお、表-3のぐい頭固定としたときの計算値は、ぐいの地表面変位をぐい頭自由のときの1/2と仮定して求めたものである。

## 6. 鉛直載荷試験 (玉島火力)

ここでは、長期許容支持力を確認するとともに、支持力機構、ぐい先端の閉塞効果について調査した。

試験は、最大荷重 400ton を8サイクルにわけ、1サイクル50ton ピッチの緩速繰返し載荷方式で行なった。測定項目は、ぐい頭と先端部の沈下量、および閉塞効果を調べるための管内土の挙動、周面摩擦力の性状を知るためのぐい体応力などで、その結果を図-11～5、表-4に示した。

図-11は、ぐい頭での載荷重—沈下量—時間—弾性沈下量—塑性沈下量を示したものである。ここで、弾

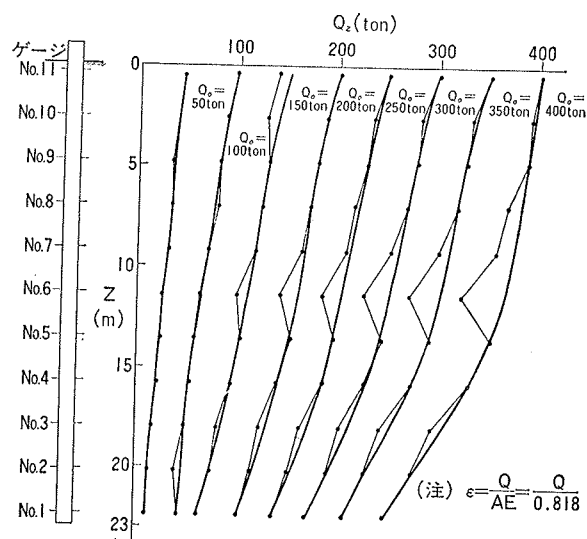


図-13 応力測定結果

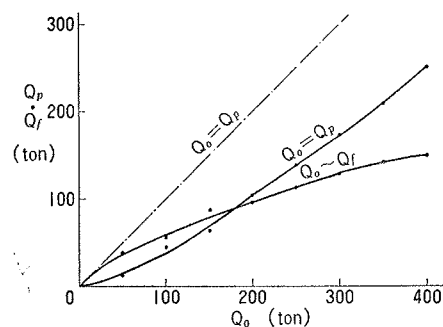


図-14 載荷重(Q<sub>0</sub>)—先端到達荷重(Q<sub>p</sub>)、載荷重(Q<sub>0</sub>)—周辺摩擦力曲線(Q<sub>f</sub>)

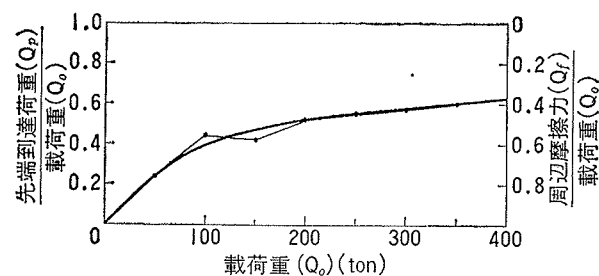


図-15 Q<sub>0</sub> ~ Q<sub>p</sub>/Q<sub>0</sub>, Q<sub>0</sub> ~ Q<sub>f</sub>/Q<sub>0</sub> 曲線

| 沈下量   | 50 | 100 | 150 | 200 | 250 | 300 | 350 | 400 |
|---|----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|-----|
| ぐい先端部S <sub>p</sub> (×10 <sup>-2</sup> mm)            | 8  | 32  | 69  | 102 | 140 | 184 | 261 | 381 |
| 管内土S <sub>L</sub> (×10 <sup>-2</sup> mm)              | 5  | 33  | 70  | 100 | 134 | 171 | 239 | 336 |
| S <sub>p</sub> -S <sub>L</sub> (×10 <sup>-2</sup> mm) | 3  | -1  | -1  | 2   | 6   | 13  | 22  | 45  |

表-4 管内土とぐい先端の沈下量

性沈下量と塑性沈下量は全沈下量から分離したものであるが、塑性沈下量にくらべて弾性沈下量が非常に大きいことが認められる。最大荷重 400ton を例にとると、弾性沈下量が全沈下量のほぼ90%を占めている。この傾向は、基礎ぐいとして鋼ぐいを採用した場合の特徴ともいえるもので、弾性沈下量の大部分がぐい体の弾性変形に占められているために生じる現象であ

る。

図一12は、載荷重とくい頭の沈下量の関係を両対数用紙に示したもので、これから降伏荷重は 350ton と判定された。長期許容支持力として降伏荷重の $1/2$ の値をとるとすれば、くい1本当りの長期許容支持力は、175ton となる。

図一13は、載荷重の伝達状況をストレインゲージの測定結果から求めたものである。この図で、測点 No. 1 の値をくい先端到達荷重 ( $Q_p$ ) とすれば、この値と載荷重 ( $Q_0$ ) との差がくい周面摩擦力 ( $Q_f$ ) ということになる。

図一14は、載荷重—先端到達荷重、載荷重—周面摩擦力の関係を示したものである。この図で、周面摩擦力が降伏した場合には、それ以後の荷重の増分はそのままくい先端に伝達され、 $Q_0$ — $Q_f$  曲線は横軸と平行になるわけであり、最大荷重 400ton でややその傾向がみられ、周面摩擦力の降伏が近づいていることがうかがえる。

図一15は、載荷重と先端到達荷重および周面摩擦力の比を示したが、これによると、周面摩擦力の比を示したので、これによると、周面摩擦力は、載荷重 100

ton で載荷重の約 60%、400ton で約 40% 程度であった。

次に、くい先端の閉塞効果を調べるために、くい内部の土 (管内土) の沈下量とくい先端の沈下量とを比較し表一4に示した。ここで、完全閉塞状態ではくい先端沈下量 ( $S_p$ ) = 管内土沈下量 ( $S_L$ ) となり、全く閉塞効果が期待できない場合には、 $S_L = 0$  となる筈である。したがって、不完全な閉塞状態にあっては、 $S_L$  は  $0 < S_L < S_p$  なる範囲内にあり、 $S_L$  が  $S_p$  に近いほど閉塞状態が良好であるといえよう。このような考えにもとづけば、試験くいの閉塞状態はかなり良好であると判断される。

## 7. 結 び

以上、大口径鋼管くいの設計・施工上の資料を得る目的で実施した試験結果の1部を報告したが、何かの参考となれば幸甚である。

最後に、本試験の実施に際し種々配慮をいただいた東北電力および中国電力の関係各位、ならびに試験に協力して下さった大林組仙台支店と玉島工事事務所の方々に厚くお礼を申し上げます。